

Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

Dipl.-Ing. Sascha Rausch

aus

Werne

Tag der mündlichen Prüfung: 24.05.2016

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. Wolfgang Tillmann
3. Gutachterin: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Petra Wiederkehr

Dortmund, 2016

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

ISBN 987-3-8027-8785-0

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Ich bedanke mich bei meinem Doktorvater und Institutsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann für seine stetige wissenschaftliche Förderung und Unterstützung sowie das entgegengebrachte Vertrauen während der Erstellung dieser Dissertation. Dem Leiter des Lehrstuhls für Werkstofftechnologie (LWT) der Technischen Universität Dortmund, Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. Wolfgang Tillmann, gilt mein Dank für die Übernahme des Koreferats sowie die Leitung des Sonderforschungsbereichs SFB 708, in dessen Rahmen die vorliegende Arbeit entstanden ist. Frau Jun.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Petra Wiederkehr danke ich für die Übernahme des zweiten Koreferats sowie insbesondere die motivierenden Diskussionen und ermutigenden Worte während unserer gemeinsamen Zeit am ISF. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther danke ich für den Vorsitz des Prüfungsausschusses.

Danken möchte ich an dieser Stelle auch den Kolleginnen und Kollegen des SFBs 708, mit denen ich viele fachliche Diskussionen führen konnte. Die daraus entstandenen interdisziplinären Kooperationen lieferten wertvolle Erkenntnisse und Erfahrungen für mich und meine Arbeit. Ein besonderer Dank gilt dabei Dr. Peter Hollingsworth, Dr. Ursula Selvadurai, Leif Hagen, Weifeng Luo, Lars Hiegemann, Dr. Ingor Baumann, Volker Franzen und Dr. Jörg Kolbe. Da große Teile dieser Arbeit im Rahmen des Teilprojektes A5 entstanden sind, danke ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Förderung des Projektes.

Mein besonderer Dank gilt den aktuellen und ehemaligen Mitarbeitern des ISF sowie speziell den beiden Arbeitsgruppen *Simulation und Optimierung* und *Schleiftechnologie* für die gute Zusammenarbeit und das hervorragende Arbeitsklima, sodass auch während sehr arbeitsreicher Projektphasen der Spaß an der Forschung nicht verloren ging. Für die Unterstützung bei der Durchsicht der Dissertation danke ich insbesondere Sebastian Goeke, Meik Tilger, Dennis Freiburg und Nicole Knepe. Besonderen Dank möchte ich an dieser Stelle auch Dr. Achim Peuker, Tobias Siebrecht, Dr. Tobias Wagner, Dr. Sven Odendahl, Michael Kater, Horst Helbig, Jörg Eichmann, Martin Gerwert und Tobias Hoffmann für die fachliche und praktische Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit aussprechen. Darüber hinaus danke ich den studentischen Hilfskräften sowie Studien- und Abschlussarbeitern für die Unterstützung bei der Durchführung empirischer Versuchsreihen, von denen ich an dieser Stelle Daniel Koeppen, Lukas Schulze, Mohammed El Hebri, Arne Moos und Christian Schnell besonders hervorheben möchte.

Meinen Eltern danke ich ganz herzlich, dass sie meinen beruflichen Werdegang ermöglicht und mich jederzeit unterstützt haben. Abschließend möchte ich mich noch bei meiner Frau Stephanie dafür bedanken, dass sie mir während der Erstellung dieser Dissertation stets den Rücken freigehalten und sich liebevoll um unsere beiden Töchter Emma und Mia gekümmert hat.

Kurzfassung

Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge

Thermische Spritzverfahren bieten eine effiziente Möglichkeit zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit kostenintensiver Umformwerkzeuge zur Herstellung von Bauteilen aus hochfesten Stahlwerkstoffen. Aufgrund der hohen Ausgangsrauheit nach dem Beschichtungsprozess sowie der auftretenden Form- und Maßfehler infolge inhomogener Schichtdicken ist jedoch eine Nachbearbeitung der tribologisch beanspruchten Funktionsflächen notwendig.

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit besteht darin, die Topographien freigeformter Oberflächen von hartstoffbeschichteten Umformwerkzeugen mit Hilfe mechanischer Nachbearbeitungsverfahren derart zu konditionieren, dass ein erfolgreicher Einsatz im Umformprozess ermöglicht und somit die Standzeit der Umformwerkzeuge verlängert wird. Um dieses Ziel zu erreichen, werden die Verfahren NC-Formschleifen mit Schleifstiften und Festklopfen bzw. Machine Hammer Peening (MHP) zur Nachbearbeitung der Hartstoffschichten gegenübergestellt. Hinsichtlich der Endbearbeitung von freigeformten Oberflächen, wie sie größtenteils bei Umformwerkzeugen vorliegen, können beide Verfahren auf Bearbeitungszentren flexibel eingesetzt werden.

Die Herausforderungen an die Prozessauslegung des NC-Formschleifens stellen dabei zum einen die hohe Härte der Beschichtungen und zum anderen die durch die geringe Anzahl von effektiven Schneiden einhergehende eingeschränkte Zerspanleistung der eingesetzten Schleifstifte dar. Für die Prozessoptimierung wird eine Analyse der komplexen Eingriffsbedingungen zwischen den Schleifwerkzeugen und der freigeformten Oberfläche benötigt, welche unter Verwendung einer geometrisch-physikalischen Prozesssimulation durchgeführt wird. Neben der Optimierung der Prozessparameterwerte stellt die Anpassung der makroskopischen und mikroskopischen Werkzeuggestalt an die jeweilige Bearbeitungsaufgabe ein geeignetes Mittel zur effizienten Bearbeitung freigeformter Oberflächen dar.

Bei der MHP-Bearbeitung von Verschleißschutzschichten, welche im Rahmen dieser Arbeit erstmals durchgeführt wurde, wird die erzielte Werkstückqualität insbesondere durch die Schichtdicke, die Porosität und die Schichthaftung beeinflusst. Darüber hinaus ist bei der Prozessgestaltung die begrenzte Verformbarkeit der thermisch gespritzten Hartstoffschichten infolge mechanischer Belastungen ein limitierender Faktor, so dass bei einer zu hohen lokalen Flächenpressung Mikrorisse initiiert werden können. Um eine schädigungsfreie Bearbeitung durchführen zu können, wird eine Prozessoptimierung unter Berücksichtigung der Hauptprozesseinflussgrößen Schlagenergie und Schlagabstand durchgeführt.

Abschließend erfolgt die Umsetzung beider Bearbeitungskonzepte zur Endbearbeitung von beschichteten Testwerkstücken und Tiefziehwerkzeugen mit freigeformten Oberflächen. Dabei wird gezeigt, dass beide Prozesse zur erfolgreichen Nachbearbeitung der Hartstoffschichten geeignet sind.

Abstract

Model-based finishing of hard-material-coated deep drawing tools

Thermal spraying processes provide efficient possibilities for improving the wear resistance of cost-intensive forming tools for the manufacturing of high-strength sheet metal made of steel. Due to the high surface roughness after the coating process as well as the shape and dimensional deviations as a consequence of inhomogeneous coating thicknesses, a subsequent machining of the tribologically stressed functional surfaces is necessary.

The objective of this dissertation is the tailored conditioning of free-form surface topographies on hard-material-coated forming tools for enabling the successful application in forming processes with a suitable lifetime of the forming tools. To achieve this purpose, NC shape grinding using abrasive mounted points and Machine Hammer Peening (MHP) are applied within the postprocessing of the hard material coatings. Both processes can be set up on machining centers, making them applicable to the machining of free-form surfaces, which is often a prerequisite for manufacturing forming tools.

The high hardness of the coatings and the restricted cutting performance due to the small amount of effective cutting grains on the used mounted points pose challenges to be addressed during process design. For optimizing the process, an analysis of the complex engagement conditions between the grinding tools and the free-formed surfaces is required, which is carried out using a geometric-physical process simulation. In addition to the optimization of the process parameter values, the macroscopic and microscopic tool shapes can be adopted to the particular machining task, enabling the efficient machining of free-formed surfaces.

The MHP processing of wear-resistant coatings, has been performed for the first time in this dissertation. The achieved surface quality is affected in particular by the layer thickness, porosity and adhesion of the coating. In addition, the limited deformability of the thermally sprayed hard-material coatings as a consequence of mechanical stresses is a limiting factor in the design process, as high local surface pressures can initiate micro-cracks. In order to avoid such damages during machining, the main process factors impact energy and impact spacing are optimized.

Finally, both processing concepts are applied to the finishing of coated test workpieces and deep drawing tools with free-form surfaces. The suitability of both processes for a successful finishing of the hard coatings is empirically shown.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen	xi
Formelzeichen	xiii
1 Einleitung und Motivation	1
2 Grundlagen und Stand der Technik	3
2.1 Tribologisches System: Tiefziehen	3
2.1.1 Prozesskinematik	3
2.1.2 Tribologie	4
2.1.3 Verschleiß	7
2.1.4 Oberflächentopographie	9
2.2 Verschleißschutz von Tiefziehwerkzeugen	11
2.2.1 Thermochemische Diffusionsverfahren	12
2.2.2 Abscheideverfahren	12
2.2.3 Thermische Spritzverfahren	14
2.3 Nachbearbeitung von thermisch gespritzten Hartstoffschichten	17
2.3.1 Schleifen	18
2.3.2 Einsatzvorbereitung der Schleifwerkzeuge	24
2.3.3 NC-Formschleifprozesse	27
2.3.4 Polier- und Feinstbearbeitung	29
2.3.5 Oberflächenglättung und Kaltverfestigung	30
2.4 Modellierung und Simulation von Schleifprozessen	33
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	37
4 Experimentelle Randbedingungen	39
4.1 Versuchswerkstoffe	39
4.1.1 Vergütungs- und Kaltarbeitsstahl	39
4.1.2 Wolframschmelzkarbid-Eisen (WSC-Fe)	39
4.1.3 Wolframkarbid-Kobalt (WC-Co)	40
4.2 Werkzeuge	41
4.2.1 Schleifen und Polieren	41
4.2.2 Festklopfen	42
4.3 Versuchsmaschinen	43
4.3.1 Abrichtmaschine	43
4.3.2 Bearbeitungszentrum	44
4.4 Mess- und Analysetechnik	45
4.4.1 Prozesskraft	45
4.4.2 Oberflächenanalyse	45
4.4.3 Temperaturmessung	47
4.4.4 Eigenspannungsanalyse	47

4.5	Tribologische Untersuchungen	47
4.6	Statistische Versuchsplanung	48
4.7	Geometrisch-physikalische Schleifsimulation	49
5	Abrichten von Schleifstiften	53
5.1	Identifikation der Haupteinflussfaktoren auf den Abrichtprozess	56
5.2	Einfluss der Abrichtparameter auf den Schleifprozess	58
5.3	Einfluss der Korngröße beim Abrichten auf den Schleifprozess	66
6	Schleifen von Hartstoffschichten	69
6.1	Auswahl von Kornwerkstoff und Bindungssystemen	69
6.2	Einfluss der Prozessparameter beim Schleifen	73
6.2.1	Prozesskräfte	73
6.2.2	Oberflächenrauheit	75
6.3	Werkzeugverschleiß	77
6.4	Werkzeugabdrängung	81
6.5	Thermische Belastung	84
6.6	Eigenspannungen	89
6.7	Polierschleifen mit elastisch gebundenem Korn	91
6.8	Mehrstufige Schleifbearbeitung	96
6.9	Tribologische Eigenschaften der nachbearbeiteten Schichtsysteme	99
7	Festklopfen von Hartstoffschichten	109
7.1	Theoretische Zusammenhänge	109
7.2	Analyse der Prozessparameter beim Festklopfen	110
7.2.1	Bearbeitung des Substratwerkstoffs C45	113
7.2.2	Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung	116
7.2.3	Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung	124
8	Endbearbeitung von hartstoffbeschichteten Freiformflächen	129
8.1	NC-Formschleifen	129
8.1.1	Makroskopische Werkzeuggestalt für die Freiformbearbeitung	130
8.1.2	Einfluss der Anstellwinkel auf die Werkstücktopographie	131
8.2	Simulationsgestützte Analyse des NC-Formschleifprozesses	135
8.3	Optimierte Endbearbeitung von Freiformflächen	139
8.3.1	Simulationsgestütztes NC-Formschleifen	140
8.3.2	Festklopfen	144
9	Zusammenfassung und Ausblick	147
	Literaturverzeichnis	153

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
AE	Acoustic-Emission
AS	Lichtbogenspritzen (<i>Arc Spraying</i>)
B	Bornitrid (als Kornwerkstoff)
C	Kohlenstoff
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CBN	Kubisch kristallines Bornitrid (<i>Cubic Boron Nitride</i>)
CNC	Computerized Numerical Control
Co	Kobalt
Cr	Chrom
CrN	Chromnitrid
CSG	Constructive Solid Geometry
CVD	Chemische Gasphasenabscheidung (<i>Chemical Vapour Deposition</i>)
D	Diamant (als Kornwerkstoff)
DACE	Design and Analysis of Computer Experiments
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DLC	Amorphe Kohlenstoffschicht (<i>Diamond-Like Carbon</i>)
ED	Einschaltdauer
EDM	Erodieren (<i>Electro-Discharge Machining</i>)
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie (<i>Energy Dispersive X-ray Spectroscopy</i>)
EHD	Elastohydrodynamischer Kontakt (EHD-Kontakt)
EN	Euronorm
ES	Eigenspannung
Fe	Eisen
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEPA	Federation of the European Producers of Abrasives (<i>Europäischer Verband der Schleifmittelhersteller</i>)
FFT	Schnelle Fourier Transformation (<i>Fast-Fourier-Transformation</i>)
G	Galvanikbindung
GP	Geometrisch-physikalisch
HK	Härte nach Knoop
HPC	Hochleistungsbearbeitung (<i>High Performance Cutting</i>)
HRC	Härte nach Rockwell
HSC	Hochgeschwindigkeitsbearbeitung (<i>High Speed Cutting</i>)
HSK	Hohlschaftkegel
HV	Härte nach Vickers
HVOF	Hochgeschwindigkeitsflammspritzen (<i>High Velocity Oxy-Fuel</i>)

ISF	Institut für Spanende Fertigung, TU Dortmund
ISO	International Organisation for Standardization
IUL	Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
krz	Kubisch raumzentrierte Gitterstruktur
KSIM	Eigennamen eines Simulationssystems der TU Kaiserslautern
KSS	Kühlschmiermittel
kfz	Kubisch flächenzentrierte Gitterstruktur
LHD	Latin Hypercube Design
LWT	Lehrstuhl für Werkstofftechnologie, TU Dortmund
MAB	Mikrostrahlen (<i>Micro Abrasive Blasting</i>)
MAF	Magnetfinishen (<i>Magnetic Field Assisted Finishing</i>)
MHP	Festklopfen (<i>Machine Hammer Peening</i>)
MMS	Minimalmengenschmierung
NC	Numerical Control
P	Polymerbindung
PKB	Polykristallines Bornitrid
PKD	Polykristalliner Diamant
PVD	Physikalische Gasphasenabscheidung (<i>Physical Vapour Deposition</i>)
R	Kunstharzbindung (<i>Resin</i>)
REM	Rasterlektronenmikroskop
SiC	Siliziumkarbid (<i>Silicon Carbide</i>)
SFB	Sonderforschungsbereich
SPH	Geglättete Teilchen-Hydrodynamik (<i>Smoothed Particle Hydrodynamics</i>)
TiC	Titankarbid
TiN	Titannitrid
V	Keramikbindung (<i>Vitrified</i>)
VC	Vanadiumkarbid
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
W	Wolfram
WC	Wolframkarbid
WSC	Wolframschmelzkarbid

Formelzeichen

Großbuchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A_k	mm^2	Kontaktfläche
A_n	mm^3	Kontaktfläche der Reibbacken im Streifenzugversuch
C	$1/\text{mm}^3$	Kornkonzentration im Schleifbelag
C_{Stat}	$1/\text{mm}^2$	Statische Schneidendichte pro Flächeneinheit
D_0	mm	Rondendurchmesser
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul (<i>E-Modul</i>)
F	N	Kraft
F_a	N	Axialkraft
F_d	N	Zugkraft im Streifenzugversuch
F_n	N	Normalkraft
F_N	N	Normalkraft
F_{Nh}	N	Niederhalterkraft
F_R	N	Reibungskraft
F_{St}	N	Stempelkraft
F_t	N	Tangential-/Schnittkraft
G	mm^3/mm^3	Schleifverhältnis bezogen auf den Verschleiß
G_i	-	Schleifkorn zum Zeitpunkt t_i
N_{Stat}	$1/\text{mm}^2$	Statische Schneidenzahl pro Flächeneinheit
Q_w	mm^3/s	Zeitspanvolumen
Q'_w	$\text{mm}^3/\text{mm s}$	Bezogenes Zeitspanvolumen
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
Ra	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
Rk	μm	Kernrautiefe
R_m	MPa	Zugfestigkeit
Rpk	μm	Reduzierte Spitzenhöhe
Rth	μm	Theoretische Rautiefe
Rvk	μm	Reduzierte Riefentiefe
Rz	μm	Gemittelte Rautiefe
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
U_d	-	Abrichtüberdeckungsgrad
V_s	mm^3	Verschlissenes Schleifbelagsvolumen
V_w	mm^3	Zerspan-/Spannungsvolumen

Kleinbuchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	μm	Bahnabstand beim Festwalzen und -klopfen
a_e	μm	Zustellung

$a_{e,ist}$	μm	Ist-Zustellung
$a_{e,ges}$	μm	Gesamtzustellung
a_{ed}	mm	Zustellung pro Abrichthub
a_f	mm	Abstand zwischen zwei Eindrücken beim Festklopfen
a_p	mm	Zeilenabstand
a_{pd}	mm	Eingriffsbreite des Abrichtwerkzeugs
b	μm	Breite der simulierten Einzelkornschneide
b_d	mm	Wirkbreite des Abrichtwerkzeugs
b_s	mm	Breite des Schleifwerkzeugs
d	mm	Korneingriffstiefe
d'	mm	Projektion der Korneingriffstiefe in Richtung des Normalenvektors
d_0	mm	Stempeldurchmesser
d_d	mm	Abrichtscheibendurchmesser
d_k	mm	Kugeldurchmesser
d_k	mm	Korngröße
d_s	mm	Schleifscheibendurchmesser
e_c	J/mm^3	Spezifische Schleifenergie
f_{ad}	mm	Axialer Abrichtvorschub pro Schleifscheibenumdrehung
f_{rd}	mm	Radialer Abrichtvorschub pro Schleifscheibenumdrehung
h^I	mm	Maximale Höhe der Dixel
h^{II}	mm	Minimale Höhe der Dixel
k_f	MPa	Fließspannung
l_e	mm	Effektive Kontaktlänge
l_g	mm	Geometrische Kontaktlänge
l_k	mm	Kinematische Kontaktlänge
\mathbf{n}	-	Normalenvektor auf Kornschneide
n_d	min^{-1}	Abrichtrollendrehzahl
n_s	min^{-1}	Schleifscheibendrehzahl
p_{HD}	MPa	Hydrodynamischer Druck
p_{HS}	MPa	Hydrostatischer Druck
p_n	bar	Druck auf Reibbacken im Streifenzugversuch
p_{Nh}	MPa	Niederhalterdruck
p_R	bar	Hydrostatischer Druck beim Walzen
q_d	-	Abrichtgeschwindigkeitsquotient
r_p	mm	Profilradius von Abrichtwerkzeugen
r_{St}	mm	Stempelkantenradius
r_{Zk}	mm	Ziehkantenradius
s_0	mm	Blechdicke
t_c	s	Schleifzeit
t_k	s	Kontaktzeit
v_c	m s^{-1}	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm min^{-1}	Vorschubgeschwindigkeit
v_{fad}	mm min^{-1}	Axiale Vorschubgeschwindigkeit beim Abrichten
v_{fd}	mm min^{-1}	Abrichtvorschubgeschwindigkeit

v_{ed}	$m\ s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit der Abrichtrolle
v_d	$mm\ min^{-1}$	Zuggeschwindigkeit im Streifenzugversuch
v_R	$mm\ min^{-1}$	Vorschubgeschwindigkeit beim Walzen
v_{rel}	$mm\ min^{-1}$	Relativgeschwindigkeit
v_s	$m\ s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit der Schleifscheibe
v_w	$mm\ min^{-1}$	Werkstückgeschwindigkeit

Griechische Symbole

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α	-	Polarwinkel der Berührungspunkte beim Abrichten
β	-	Ziehverhältnis
β_f	$^\circ$	Führungswinkel
β_{fin}	$^\circ$	Seitlicher Kippwinkel
μ	-	Schnittkraftverhältnis F_t/F_n
μ	-	Reibungskoeffizient
μ_G	-	Gleitreibungskoeffizient
μ_H	-	Haftreibungskoeffizient
ν	mm^2/s	Viskosität
ν	-	Poissonzahl
σ_n	MPa	Normalspannung
σ_r	MPa	Radialspannung
σ_t	MPa	Tangentialspannung
τ	MPa	Scherspannung

1 Einleitung und Motivation

Tiefziehen ist eines der bedeutendsten formgebenden Herstellungsverfahren von Blechwerkstücken. Für viele Industriezweige, wie z.B. die Automobil- und Verpackungsindustrie, wird eine lange Standzeit der zum Teil in der Herstellung sehr kostenintensiven Umformwerkzeuge gefordert. Bekräftigt wird diese Aussage durch den stetig ansteigenden Verkauf von umformenden Bearbeitungszentren in den letzten Jahren [Ver13]. Die Einführung der EU-Verordnung zur Verminderung der CO₂-Emission hat in der Automobilindustrie einen anhaltenden Trend initiiert, der zu einem vermehrten Einsatz von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen führt. Diese können Festigkeiten bis zu 1.200 MPa aufweisen, um trotz ansteigender Funktions- und Sicherheitsanforderungen an die hergestellten Komponenten eine Gewichtsreduktion der Personenkraftwagen zu ermöglichen [EU009]. Der prozentuale Anteil von hochfesten Blechwerkstoffen ist am Beispiel eines gehobenen Mittelklasse-PKW in **Abbildung 1.1** dargestellt.

Die bei der Umformung dieser Werkstoffe einhergehenden Flächenpressungen an den tribologisch hoch beanspruchten Funktionsflächen führen zu einem erhöhten abrasiven und adhäsiven Werkzeugverschleiß, der eine deutliche Reduktion der Werkzeugstandzeit zur Folge hat [GC12]. Mit Hilfe moderner thermisch gespritzter Wolframkarbid-Kobalt- (WC-Co) und Wolframschmelzkarbid-Eisen-Beschichtungen (WSC-Fe) kann die Verschleißbeständigkeit dieser Oberflächen gesteigert werden [THB⁺15]. Da die Oberflächenbeschaffenheit von Tiefwerkzeugen einen maßgeblichen Einfluss auf die Qualität der hergestellten Werkstücke aufweist, ist für den industriellen Einsatz dieser Verschleißschutzschichten jedoch eine mechanische Nachbearbeitung notwendig, um die durch den Beschichtungsprozess auftretenden Form- und Oberflächenfehler zu reduzieren [ALY01]. In **Abbildung 1.2** sind beispielhaft zwei Oberflächentopographien der spritzrauen Beschichtungen dargestellt. Im Mittel betragen die Profilhöhen der WC-Co-Schicht etwa 20 µm und die der WSC-Fe-Schicht bis zu 150 µm, die durch einen nachgelagerten Bearbeitungsprozess vollständig abgetragen bzw. eingeebnet werden müssen, um ein gleichmäßiges Tragbild zu gewährleisten.

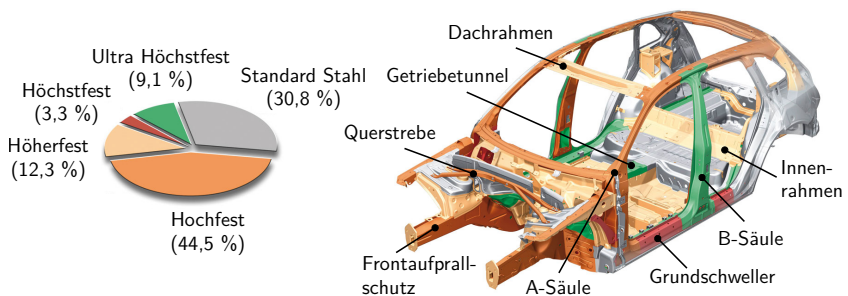


Abbildung 1.1: Einteilung der umgeformten Karosseriekomponenten nach dessen Festigkeiten am Beispiel eines AUDI Q5 nach [BoronExtraction.com].

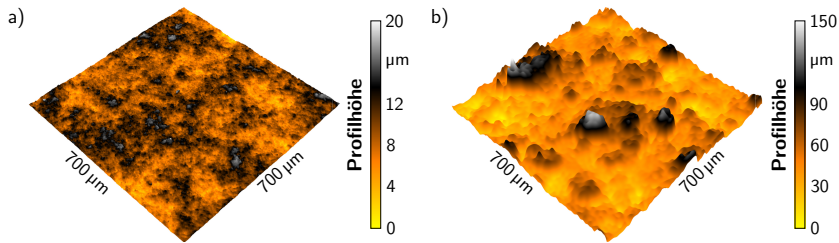


Abbildung 1.2: Oberflächentopographien der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten a) WC-Co-Beschichtung und der b) WSC-Fe-Beschichtung.

Für die nachgelagerte Endbearbeitung von Hartstoffschichten können sowohl abtragende Verfahren (z.B. Schleifen, Honen, Fräsen, Drehen und Erodieren) als auch Verfahren zum Glätten der Profilspitzen (z.B. Glattwalzen, Festklopfen, Polieren und Läppen) eingesetzt werden [Boy85]. Zerspanprozesse mit geometrisch bestimmter Schneide sind jedoch aufgrund der hohen Verschleißbeständigkeit der WC-Co-Beschichtung, auch unter Verwendung hochharter Schneidstoffe wie PKD, nicht wirtschaftlich einsetzbar [Edi96]. Zur abtragenden Nachbearbeitung eignen sich insbesondere Zerspanprozesse mit geometrisch unbestimmter Schneide unter Verwendung von CBN- und Diamantschneidstoffen. Im Vergleich zu alternativen Hartbearbeitungsverfahren, wie z.B. dem Funkenerodieren, können beim Schleifen höhere Materialabtragsraten und bessere Oberflächenqualitäten erzielt werden [LKE05]. Sofern kein Materialabtrag erforderlich ist, bietet die inkrementelle Einebnung der Oberflächentopographie durch den Einsatz geführter Werkzeuge eine effiziente Alternative zur abtragenden Bearbeitung [HWKT15]. Verfahren wie das Festwalzen und das Festklopfen, auch Machine Hammer Peening genannt, ermöglichen darüber hinaus eine Steigerung der Mikrohärtigkeit durch Kaltverfestigungen in der Oberflächenrandzone infolge hoher lokaler Flächenpressungen zwischen Werkzeug und Werkstück [GSMS12].

Die vorliegende Arbeit hat daher zum Ziel, freigeformte Oberflächentopographien von hartstoffbeschichteten Umformwerkzeugen mit Hilfe mechanischer Nachbearbeitungsverfahren dahingehend zu konditionieren, dass ein erfolgreicher Einsatz im Umformprozess ermöglicht und somit die Standzeit der Umformwerkzeuge verlängert wird. Hierzu bietet insbesondere das NC-Formschleifen auf Bearbeitungszentren unter Verwendung von Schleifstiften eine flexible und kostengünstige Lösung [Moh10]. Zur Analyse der komplexen Eingriffssituationen zwischen den Schleifstiften und den freigeformten Werkstückoberflächen wird eine geometrisch-physikalische Prozesssimulation angewendet und darauf aufbauend eine Prozessoptimierung durchgeführt. Als alternatives Bearbeitungsverfahren wird die mechanische Nachbearbeitung unter Verwendung eines pneumatisch angetriebenen MHP-Werkzeugs auf die Anwendbarkeit zur Einglättung der Hartstoffschichten untersucht. Für beide Verfahren werden technologische Lösungsansätze hinsichtlich der Prozessgestaltung und -optimierung erarbeitet, um eine schädigungsfreie Bearbeitung der Hartstoffschichten mit hoher Oberflächenqualität unter Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes und der Bearbeitungszeit zu erzielen.

Abbildung 2.1: Kinematik beim Tiefziehen einer rotationssymmetrischen Napfgeometrie nach [DB10].

die Vorschubbewegung des Stempels. Während im Bereich des Stempelradius eine Verringerung der Blechdicke auftritt, findet im Bereich der Zarge eine Zunahme der Blechdicke aufgrund einer Materialstauchung statt. Daraus resultieren drei unterschiedliche Spannungszustände, unterteilt in Radial- σ_r , Tangential- σ_t und Normalspannungen σ_n , im Blecherzeugnis. Im Bereich des Flansches treten Zug-/Druckbeanspruchungen, am Boden Zug-/Zugbeanspruchungen und im Auslauf der Stempelkante eine Kombination aus ebenem Dehnungszustand sowie einer behinderten einachsigen Zugbeanspruchung auf [DB10]. Eine maximale, schädigungsfreie Umformung von Blechen wird durch das Grenzziehverhältnis β charakterisiert, welches die Relation zwischen dem Ausgangsdurchmesser der Ronde D_0 und dem Stempeldurchmesser d_0 beschreibt:

$$\beta = \frac{D_0}{d_0}. \quad (2.1)$$

Maßgeblich beeinflusst wird das Ziehverhältnis, welches bei Tiefziehprozessen in der Regel zwischen 1,7 und 2,3 liegt, durch die Werkstofffestigkeit, die Blechdicke, den Ziehkantenradius sowie der im Prozess aufgebrauchten Niederhalterkraft, das eingesetzte Schmiermittel und die Umgebungstemperatur [HNS12]. Bei der Formgebung von freigeformten Blechwerkstoffen wird das Grenzziehverhältnis durch den kleinsten vorliegenden Ziehkantenradius an der Matrize limitiert. Die auftretenden Versagensfälle werden bei der Blechumformung in die Kategorien Falten bzw. Fehler 1. und 2. Art, Reißen sowie Rückfederung eingeteilt [DB10]. Zur Herstellung von fehlerfreien Bauteilen müssen daher die Matrizengestalt und die Niederhalterkraft an den umzuformenden Blechwerkstoff angepasst werden.

Als Schmierstoffe werden beim Tiefziehen niedrigviskose Öle eingesetzt, die über gute Benetzungseigenschaften verfügen [KAY09]. Durch die Zugabe von schwefel-, phosphor- oder chlorhaltigen Extreme-Pressure-Additiven (EP-Additive) können die Reib- und Verschleißseigenschaften beim Umformen verbessert und die aufzuwendenden Prozesskräfte reduziert werden. Aufgrund heutiger Umwelt- und Gesundheitschutzstandards ist jedoch nur noch eine eingeschränkte Auswahl von Additiven erlaubt, da Zusätze wie Chlorparaffine erheblich gesundheitsgefährdend sind [BAG⁺10].

2.1.2 Tribologie

Das Zusammenwirken von Reibung, Schmierung und Verschleiß zweier in Relativbewegung zueinander stehender Körper wird im technischen Sinne als Tribologie bezeichnet [DIN88]. Dabei führen die mechanischen, thermischen und chemischen Belastungen zu einem Verschleiß an den Kontaktflächen beider Körper und somit zu einer reduzierten Standzeit der verwendeten Werkzeuge. Darüber hinaus bewirkt die Reibung eine Wirkungsgradreduktion des Gesamtsystems, welche durch eine erhöhte Energiezufuhr kompensiert werden muss [MW04]. Durch das Einbringen von Schmierstoffen kann der Reibung und dem Verschleiß entgegengewirkt werden [HNS12]. Da die tribologischen Eigenschaften eines Systems individuell an die jeweilige Aufgabe anzupassen sind, wird das Zusammenwirken von Eingangs- und Ausgangsgrößen sowie Stör- und Verlustgrößen als tribotechnisches System bezeichnet [MW04]. Angestrebt wird dabei die effiziente Umsetzung der Eingangsgrößen, unabhängig von der Art

der Energie- oder Stoffumwandlung, in technisch nutzbare Ausgangsgrößen [CH10, MW04].

Zur Charakterisierung tribologischer Systeme wird zwischen offenen und geschlossenen Systemen unterschieden [CH10]. Bei einem geschlossenen System wiederholt sich der Kontakt zweier gleicher Reibpartner kontinuierlich, wie z.B. bei einer Trommelbremse. Dementgegen wird bei einem offenen System nur ein Reibpartner dauerhaft beansprucht, wie es bei Umformprozessen der Fall ist [MW04]. Hierbei werden in jedem Formgebungszyklus neue Blechbauteile mit dem Umformwerkzeug in Kontakt gebracht.

Die resultierenden Reibungs- und Verschleißvorgänge werden durch die chemischen und physikalischen Eigenschaften sowie durch die Oberflächenbeschaffenheit der im tribologischen Kontakt stehenden Körper bestimmt. Darüber hinaus wird das Einsatzverhalten durch die Ausbildung einer Grenzschicht, z.B. in Form einer Oxidschicht auf der Oberfläche metallischer Werkstoffe durch eine Reaktion mit Zwischenstoffen an der Atmosphäre, maßgeblich beeinflusst [SHS10]. Begründet werden kann dieser Effekt durch die zum Teil deutlich unterschiedlichen Materialeigenschaften des ursprünglichen Grundmaterials, der inneren Grenzschicht und der neu gebildeten äußeren Grenzschicht [HNS12]. Die resultierenden Reibzustände werden in Festkörper-, Grenz- und Mischreibung sowie hydrodynamische Reibung unterschieden [MBB11]. Für kleine Relativgeschwindigkeiten liegen Festkörper- und Grenzreibungsmechanismen vor, da die Schmierstoffe durch die quasistatische Belastung aus den Kontaktzonen verdrängt werden. Dabei übt die Beschaffenheit der Oberflächentopographien beider Gegenkörper einen wesentlichen Einfluss auf die reale Kontaktsituation und die auf den Blechwerkstoff übertragenen Schub- und Normalkräfte aus [HNS12]. Kleine überstehende Materialspitzen werden bei der Umformung infolge der hohen lokalen Belastung plastisch deformiert oder durch Mikroverschweißungen abgetrennt. Darüber hinaus können auch Mikrofurchungen und Zerrüttungen im Randzonengefüge auftreten. Durch die Ausbildung von hydrostatischer und -dynamischer Reibung, wie in **Abbildung 2.2** schematisch dargestellt, werden Grund- und Gegenkörper durch den Schmierstoff voneinander getrennt [Bal88]. Die Entstehung von hydrostatischen und -dynamischen Effekte sorgt für eine gleichmäßige flächige Verteilung der vorliegenden Lasten und schützt beide Körper vor Verschleiß bei gleichzeitiger Reduktion der Reibung. Im Fall von Mischreibung tritt eine Überlagerung der beschriebenen Reibungseffekte entlang der Kontaktzone auf [SHS10]. Aufgrund der großflächigen Kontaktsituation zwischen Blech und Werkzeug liegen bei der Umformung überwiegend Grenz- und Mischreibungszustände vor [HNS12].

Die bei der Relativbewegung auftretende Reibung führt bei der Blechumformung zu einem Widerstand, der eine erhöhte Energiezufuhr erfordert und zu einem großen Teil in Wärme umgewandelt wird. Durch eine gezielte Einstellung der Reibeigenschaften werden sowohl die mechanischen als auch die geometrischen Eigenschaften der umgeformten Blechwerkstoffe beeinflusst [HNS12]. Die resultierende Reibungskraft F_R verhält sich nach dem *Coulomb'schen Gesetz* proportional zur wirkenden Normalkraft F_N und wird durch den Reibungskoeffizienten μ , der je nach Reibungszustand als Haft- (μ_H) oder Gleitreibungskoeffizient (μ_G) bezeichnet wird, als Proportionalitätskonstante beschrieben:

$$F_R = \mu_{H,G} \cdot F_N. \quad (2.2)$$

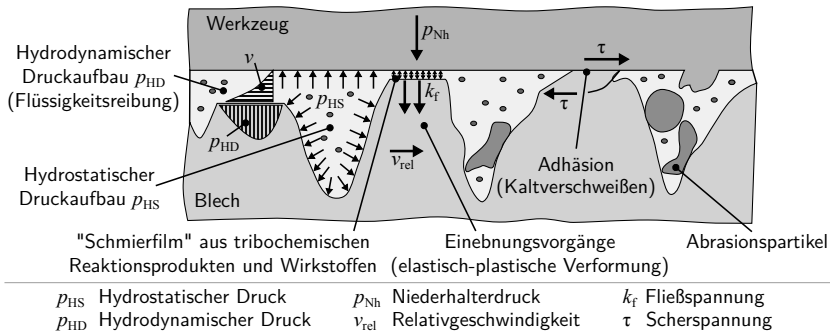


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Reibungsmechanismen zwischen Tiefziehwerkzeug und Blech nach [Bal88].

Der Reibungskoeffizient wird in Simulationsmodellen oftmals als konstanter Faktor angenommen, wodurch reale Prozesse jedoch nur in sehr eingeschränkten Bereichen hinreichend genau abgebildet werden können. Es konnte nachgewiesen werden, dass dieser Wert von vielen Randbedingungen wie der Relativgeschwindigkeit, der Oberflächenbeschaffenheit und der Umgebungstemperatur abhängt [Sta98]. Aufgrund dessen finden in aktuellen Ersatzmodellen diese Eigenschaften in gewichteter Form Berücksichtigung, wobei hierfür die Reibeigenschaften der Werkstück-Werkzeug-Kombination experimentell ermittelt werden müssen [MW04]. Da eine Aufnahme der Reibverhältnisse aufgrund der Komplexität des Umformzustandes und der schwer zugänglichen Kontaktsituation sowie der Vielzahl an Randbedingungen in realen Umformprozessen nicht möglich ist, werden Analogieversuche zur Bestimmung der tribologischen Eigenschaften durchgeführt.

Zur Bestimmung des Grenzziehverhältnisses kann z.B. für das Tiefziehen das Napfziehen (Abbildung 2.1) als abstrahierter Modellversuch herangezogen werden [HNS12]. Änderungen der Reibeigenschaften können dabei direkt als Änderung des Grenzziehverhältnisses ermittelt werden.

Die Ergebnisse aus Pin-on-Disk- bzw. Ball-on-Disk-Prüfverfahren, wie sie aus der Werkstoffprüftechnik bekannt sind, können nur eingeschränkt auf den Umformprozess übertragen werden (**Abbildung 2.3a**), da hierbei geschlossene tribologische Systeme vorliegen, bei denen der Prüfkörper immer wieder mit den gleichen Stellen auf dem Gegenkörper in Kontakt ist [HNS12]. Zudem führt eine kontinuierliche verschleißbedingte Abflachung der Prüfkörper zu einer verringerten Flächenbelastung, da bei konstanter Prüfkraft die Kontaktfläche zwischen beiden Gegenkörpern ansteigt [SVSF09].

Ein weit verbreitetes Prüfverfahren, welches für viele Umformsituationen angepasst werden kann, ist der Streifenzugversuch. Dabei wird ein Blechstreifen zwischen zwei Reibbacken, bei denen eine Seite die Matrize und die andere Seite den Niederhalter repräsentiert, geklemmt und in Relativbewegung gebracht (**Abbildung 2.3b**). Das Verhältnis zwischen der aufgebrachten Niederhalterkraft und der benötigten Zugkraft ermöglicht in Abhängigkeit von der Kontaktfläche die Berechnung der Reibwerte.

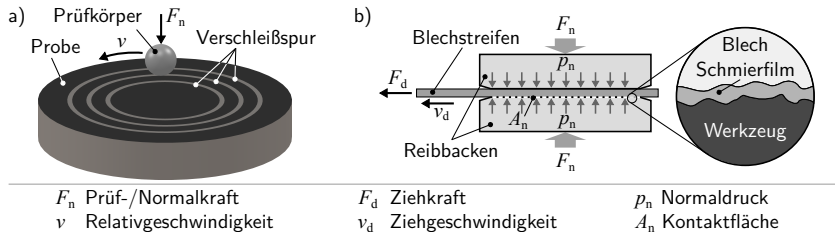


Abbildung 2.3: Prüfverfahren zur Charakterisierung von Oberflächen. a) Ball-on-Disk-Test [RBK14] und b) Streifenzugversuch [TKB+13].

Durch den offenen Versuchsaufbau können verschiedene Kontaktsituationen aus dem realen Tiefziehprozess im Laborversuch abstrahiert werden.

2.1.3 Verschleiß

Infolge der tribologischen Beanspruchung führen die Verschleißmechanismen, welche in Form von Abrasion, Adhäsion, tribochemischer Reaktionen und Oberflächenzerrüttung auftreten können, zu einer Materialreduktion am Umformwerkzeug (**Abbildung 2.4**) [CH10]. Das Fortschreiten des Materialverlustes führt schlussendlich zum Werkzeugversagen, wenn die erforderliche Form- und Maßhaltigkeit der umgeformten Werkstücke nicht mehr gegeben ist.

Hervorstehende Rauheitsspitzen führen unter der Relativbewegung mit dem Triobpartner zu einem Mikropflügen und Mikrospanen, der sogenannten Abrasion. Die Härte des Werkzeugs und des Werkstücks beeinflusst dabei signifikant das abrasive Verschleißverhalten [GMHS11]. Voraussetzung ist hierfür, dass ein Reibpartner härter ist als sein Gegenkörper [Pig01]. Die dabei entstehenden Abrasivpartikel verstärken den Verschleißfortschritt erheblich, wenn diese nicht mit Hilfe eines Schmiermediums aus der Kontaktzone befördert werden. Die losen Körner bilden daraufhin mit dem restlichen Zwischenstoff ein Lappmedium und resultieren, je nach Abhängigkeit der Partikelgröße und Flächenbelastung, in Riefen, Druckstellen und Ausbrüchen [SHS10]. Neben hochfesten Blechwerkstoffen führen auch Mikroschweißnähte an gefügten Blechwerkstoffen, welche eine erhöhte Materialverfestigung zwischen zusammengeführten Blechzuschnitten zur Folge haben, zu einem besonders hohen abrasiven Werkzeugverschleiß [MR04].

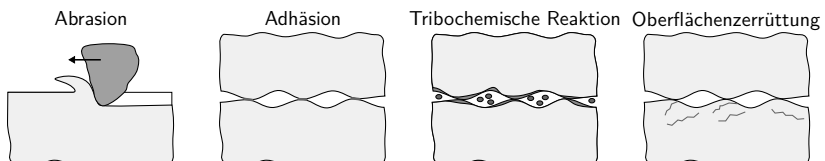


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung der Verschleißmechanismen [CH10].

Metallische Körper neigen dazu, unter hohen Pressungen, wie sie an Rauheitsspitzen vorliegen, chemische Reaktionen in Form von molekularen Wechselwirkungen miteinander einzugehen [Pig01]. Die dabei entstehenden Kaltverschweißungen werden jedoch aufgrund der Relativbewegung direkt wieder aufgebrochen und führen zu einem undefinierten Materialabtrag am Werkzeug, da die Verfestigungen in der Regel härter sind als das Grundsubstrat selbst [MBB11]. Die Bildung solcher Haftbrücken wird Adhäsion genannt. Bei der Umformung von verzinkten Blechen wird dieser Vorgang begünstigt und ist häufig eine Ursache für die Entstehung von Stick-Slip-Effekten, die einen gleichmäßigen Materialfluss behindern [GMHS11]. Der Adhäsion kann durch den Einsatz von Schmierstoffen, die Bildung von Reaktionsschichten sowie die Materialauswahl von Grund- und Gegenkörper entgegengewirkt werden. Besonders widerstandsfähig gegenüber adhäsivem Verschleiß sind karbidhaltige Werkstoffe, da die Karbide nur eine geringe Neigung zu Kaltverschweißungen aufweisen. Begründet werden kann dieser Effekt durch die Anordnung bzw. die Gleiteigenschaften innerhalb der Kristallgitterstruktur. Daher neigen Metalle wie Aluminium, Kupfer und Nickel mit einer kubisch flächenzentrierten (kfz) Gitterstruktur eher zur Adhäsion als kubisch raumzentrierte (krz) Metalle wie Eisen, Titan und Wolfram sowie hexagonale Metalle wie Magnesium, Zink und Kobalt [SHS10].

Die Bildung von tribochemischen Reaktionen wird durch die beiden Reibpartner sowie dem dazwischen befindlichen Medium unter Einwirkung von thermischer und mechanischer Belastung begünstigt. Dies kann zu einer Veränderung der Grenzschichten und des Schmierstoffes führen und somit die Reibungsverhältnisse grundlegend beeinflussen [MBB11]. Typisch ist hierfür die Bildung von Oxidationsschichten bei einem tribologischen Kontakt an der freien Atmosphäre, die durch eine plastische Deformation der Werkstückoberfläche begünstigt werden [Pig01]. Die Ausbildung von Oxidationsschichten kann, je nach Anwendungsfall, verschleißmindernd oder -fördernd wirken. Nachteilig kann sich die Schicht auf die Standzeit auswirken, wenn oxydische Verschleißpartikel entstehen, die aufgrund ihrer hohen Härte die vorliegenden Abrasionsvorgänge beschleunigen [SHS10].

Die aus dem Tribokontakt resultierende Rissbildung an der Oberfläche wird als Oberflächenzerrüttung beschrieben. Hervorgerufen wird diese Rissbildung durch schwell- und wechselbeanspruchende Belastungen bei der Umformung sowie durch initiale Zug- und Druckeigenspannungen in der Werkzeugoberfläche [Pig01]. Darüber hinaus wird dieser Schädigungsfall begünstigt, wenn eine makroskopisch elastische Verformung der Oberfläche auftritt, die eine plastische Deformation der Gefügestruktur zur Folge hat, welche an kleinen Hindernissen oder Mikrorissen im Gefüge zum Mikroversagen des Materials führt. Durch das gezielte Einbringen von Druckeigenspannungen in die Oberfläche kann der Rissbildung und der Verschleißentwicklung entgegengewirkt werden [NDA⁺04]. Ein besonderer Fall stellt in diesem Zusammenhang der elastohydrodynamische (EHD) Kontakt dar, bei dem ein belastungsbedingtes Spannungsmaximum direkt unter der Werkstückoberfläche während der Tribobeanspruchung vorliegt. Die Gefahr besteht darin, dass Oberflächenschädigungen auftreten, wenn das Einwirken des EHD-Kontakts nicht mehr gegeben ist und die eingebrachten Eigenspannungen keine Gegenspannung mehr erfahren [SHS10].

Der Werkzeugverschleiß beim Tiefziehen wird hauptsächlich durch Abrasions- und Adhäsionseffekte bestimmt. Die Bereiche des Ein- und Auslaufs von Ziehkanten

werden während der Umformung besonders intensiv beansprucht, da dort sehr hohe lokale Flächenpressungen aufgrund der erhöhten Materialstauchung oder -streckung vorliegen [SS08]. Dabei verläuft der abrasive Verschleiß gleichmäßig über die Standzeit des Werkzeugs, wohingegen der adhäsive Verschleiß kontinuierlich ansteigt, da die geschädigte Oberfläche neue Angriffsflächen für erneute Kaltverschweißungen liefert [HNS12]. Durch die Interaktion von Reibung und Verschleiß aufgrund der hohen Flächenpressungen an den Rauheitsspitzen kann auch eine Verflüssigung der Festkörper beobachtet werden [SSP03]. Dies hat eine Änderung der Mikrotopographie und der Randzone zur Folge, welche nicht durch Abrasion und Adhäsion beschrieben werden kann. Neben der Mikrotopographie der Werkzeuge bestimmt auch die Krümmung der makroskopischen Gestalt der Werkzeuoberflächen die Spannungsverteilung und somit die mechanische Belastung der Funktionsflächen, die im Bereich der Ziehkanten, an welcher der höchste Verschleiß vorliegt, ihr Maximum erreicht [BAPL05, PYR08].

In Abhängigkeit der Beanspruchungsdauer kann der Verlauf des Verschleißes in die drei Phasen Einlauf, stationärer/konstanter Verschleiß und katastrophales Werkzeugversagen (Ausfall) unterteilt werden. Der initiale Zustand der Mikrotopographie der Werkzeuge stellt eine wichtige Einflussgröße hinsichtlich des zu erwartenden Einlaufverhaltens dar. Die Dauer des kontinuierlichen Verschleißes bis zum Ende der Standzeit hängt hingegen von den Festigkeiten des Grund- und Gegenkörpers ab [MW04].

2.1.4 Oberflächentopographie

Die Funktionalität von Oberflächenstrukturen hängt maßgeblich von den physikalischen, biologischen und technologischen Anforderungen ab. Nachdem eine geeignete Struktur mit Hilfe von empirischen Untersuchungen oder Simulationen identifiziert wurde, kann diese durch Entfernen (Aufschmelzen, chemisches Ätzen, mechanischer Abtrag), Hinzufügen (chemische und physikalische Abscheideverfahren) und Umformen (Strahlen, Prägen) von Material sowie selbstformend (chemische Umwandlung, Wärmebehandlung) hergestellt werden [BCLL08].

So werden beispielsweise mit Hilfe von Honprozessen plateauartige Oberflächen auf den Zylinderlaufflächen im PKW-Motor erzeugt, die durch eine sehr geringe Spitzenhöhe bei vergleichsweise hoher Riefentiefe gekennzeichnet sind und im tribologischen Kontakt unter Verwendung von Schmierstoffen hervorragende Reibungseigenschaften aufweisen [Bri02, Jen96]. Analog hierzu ermöglicht das Kurzhubhonen (auch Superfinish genannt) die Erzeugung einer Kreuzstruktur bei der Außenrundbearbeitung von zylinderförmigen Werkstücken, wie z.B. Hydraulikzylinder und Nockenwellen die ebenfalls gute Benetzungs- und Reibeigenschaften aufweisen [Hop05]. In beiden Fällen kann eine deutliche Verbesserung der Standzeit erzielt werden.

Zur quantitativen Charakterisierung von Oberflächentopographien werden in der Regel Rauheitskenngrößen anhand optischer und taktiler Messmethoden erfasst. Bei geschliffenen Oberflächen ist die Betrachtung der gemittelten Rautiefe R_z oftmals ausreichend, da das Verhältnis zwischen der Spitzenhöhe und der Riefentiefe ausgeglichen ist. Der ermittelte R_z -Wert korreliert in den meisten Fällen sehr gut mit der Kernrautiefe R_k . Hinsichtlich des resultierenden Schmierfilms zwischen zwei Reibpartnern führt die Erhöhung der Rautiefe zu einer Minderung der Schmierfilmdicke. Insbesondere

ist hierbei die Orientierung der Schleifriefen von Bedeutung, da Riefen entlang der Relativbewegung ein Austreten des Schmiermediums begünstigen [CH09]. Strukturen quer zur Relativbewegung verbessern den Aufbau von hydrodynamischen Effekten, welche sich darüber hinaus proportional zur Geschwindigkeit verhalten [Kre08]. Mit Hilfe von Streifenzugversuchen konnte gezeigt werden, dass bei kugelgestrahlten Oberflächen eine Abhängigkeit zwischen den Rauheitskenngrößen und den resultierenden Reibungskoeffizienten besteht und der Unterschied zwischen Grenz- und Mischschmierung unter den gegebenen Randbedingungen, wie sie beim Tiefziehen vorliegen, vernachlässigbar gering ist [Emm97]. Anhand der Stribeck-Kurve, die den Zusammenhang zwischen der Relativgeschwindigkeit, der dynamischen Viskosität des Schmiermediums und der beaufschlagten Flächenpressung darstellt, kann gezeigt werden, dass die Reibung bei gleicher Rauheit wesentlich von der Relativbewegung abhängt und eine Reduktion der Rauheit in einer Verringerung des Reibungskoeffizienten resultiert [FROM11]. Eine Variation des Werkzeugmaterials unter Berücksichtigung vergleichbarer Oberflächentopographien führt unter Verwendung von Schmierstoffen hinsichtlich des Reibungsverhaltens zu keinen signifikanten Änderungen [KBAS13].

Darüber hinaus konnte in Laborversuchen gezeigt werden, dass polierte Oberflächen zu einer sehr hohen Haftreibung neigen, da Schmierstoffe aufgrund fehlender Ölrückhaltevolumina komplett verdrängt werden. Diesem Effekt kann durch gezielt eingebrachte ovale Vertiefungen in der Oberfläche entgegen gewirkt und somit eine Verbesserung der Reibeigenschaften polierter Wellen im tribologischen System mit Gleitlagerbuchsen erzielt werden. Eine effiziente Möglichkeit zur Erzeugung dieser Strukturen in der Oberfläche von rotationssymmetrischen Bauteilen ist der Einsatz eines piezoelektrisch angetriebenen Drehmeißels [DKW10]. Beeinflusst wird die Reibung dabei durch die Strukturdichte und das Aspektverhältnis der eingebrachten Strukturen [BT12]. Eine weiteres Verfahren zur Herstellung solcher Oberflächen ist das Laserstrukturieren, bei dem sich jedoch die Schmelze auf der Oberfläche ungewollt verteilen und somit den gegenteiligen Effekt bewirken kann [KAMW09].

In technologischen Anwendungen werden vermehrt bionische Oberflächenstrukturen eingesetzt, die in Anlehnung an Oberflächen aus der Tier- und Pflanzenwelt entwickelt werden [MRS⁺13]. Dabei wird das Ziel verfolgt, die evolutionäre Anpassung der Organismen an äußere Umwelteinflüsse aufzugreifen und auf technologische Aufgabenstellungen zu übertragen [SUCC11]. Mit Hilfe der sogenannten bionischen Strukturen werden unter anderem Verbesserungen der adhäsiven, hydrophoben und verschleißreduzierenden Eigenschaften sowie des Strömungsverhaltens angestrebt [MRS⁺13]. Riblet-Strukturen, welche in Anlehnung an die Mikrogestalt einer Haifischhaut entwickelt wurden, werden z.B. in die Oberfläche von Schraubenrotoren mit Hilfe von Formschleifprozessen eingebracht, um das Strömungsverhalten von Pumpen zu verbessern [DGKH14].

Neben der Werkzeugoberfläche wirkt sich auch die Topographie der umzuformenden Blechwerkstücke auf die resultierenden Reibungseigenschaften im Gesamtsystem aus. Unter Variation der Flächenpressung wird eine unterschiedlich ausgeprägte Einebnung der Oberflächenspitzen erzielt, welche die Kontaktbedingungen wesentlich beeinflusst [KHR⁺14].

Zur Charakterisierung von Oberflächen liefert die Kombination aus taktilen und optischen Messgeräten ideale Voraussetzungen, um dessen Funktionseigenschaften zu

beschreiben [CLT⁺00, LBG98]. Aufgrund von Messungenauigkeiten und nicht ebenen Oberflächen bei frei geformten Werkstücken ist vor der Auswertung der Profilschnitte eine angepasste Filterung anzuwenden, um das erzeugte Rauheitsprofil von der überlagerten Welligkeit zu trennen [JW12]. Je nach Anwendungsfall sollten zwei- oder dreidimensionale Oberflächenkenngrößen bestimmt und miteinander verglichen werden, da beide Methoden zu Fehlinterpretationen führen können. Die gängige Betrachtung des arithmetischen Mittenrauwerts R_a , der auf Basis von zweidimensionalen Profilschnitten berechnet wird, kann bei unterschiedlichsten Oberflächen zu ähnlichen Kennwerten führen, da hierbei nur das arithmetische Mittel entlang der Messstrecke gebildet wird [Böh92]. Zur Auswertung von 2D-Profilen ist daher die gemittelte Rautiefe R_z zu bevorzugen, da diese empfindlicher gegenüber Profilspitzen ist. Darüber hinaus bietet die Analyse der Materialtraganteilskurve, aus welcher u.a. die Kernrautiefe R_k sowie die reduzierte Spitzenhöhe R_{pk} und die reduzierte Riefentiefe R_{vk} abgeleitet werden, eine gute Einschätzung hinsichtlich des tribologischen Verhaltens im Reibkontakt. Neben den industriell weit verbreiteten zweidimensionalen Rauheitskennwerten (R -Werte) können auch oberflächen- (S -Werte) und volumenbezogene (V -Werte) Kenngrößen von 3D-Messdaten bestimmt werden [LLC02]. Aufgrund der signifikanten Abhängigkeit der ermittelten Messdaten von den verwendeten Messgeräten, sind die S - und V -Werte jedoch nur schwer miteinander vergleichbar.

2.2 Verschleißschutz von Tiefziehwerkzeugen

Der Einsatz von Blechwerkstoffen mit Festigkeiten von bis zu 1.200 MPa, welche vermehrt zur Gewichtsreduktion im Karosseriebau eingesetzt werden, führt zu einem hohen abrasiven Verschleiß der Umformwerkzeuge [GC12, AOMM14]. In Abhängigkeit der geforderten Bauteileigenschaften und mechanischen, thermischen und chemischen Beanspruchung können die Werkstückeigenschaften hinsichtlich der Verschleißbeständigkeit und der Reibeigenschaften durch eine gezielte Modifikation der Randschicht oder mit Hilfe von Beschichtungen verbessert werden [BMLW05]. Eine Steigerung der Verschleiß- und Korrosionsbeständigkeit kann durch Härten, Borieren und Nitrieren der Randzone erzielt werden [Bob12]. Die Anwendung dieser Verfahren ist jedoch nur bei bestimmten Werkstoffen möglich und kann zu einem Verzug der Bauteile führen, welcher eine Nachbearbeitung erfordert. Aufgrund der dünnen Eindringtiefe der Oberflächengradierung kann jedoch durch eine spanende Bearbeitung wieder der Ausgangszustand des Werkstoffs freigelegt werden. Alternativ ist eine mechanische Nachbearbeitung durch Kugelstrahl- oder Festwalzprozesse möglich, um definiert Druckeigenspannungen in die Oberfläche einzubringen [GSMS12].

Darüber hinaus bietet der Einsatz von Beschichtungen effiziente Möglichkeiten, diesen Problemen entgegenzuwirken. Neben den chemischen, physikalischen und elektrochemischen Abscheideverfahren sind thermische Spritzverfahren aufgrund ihrer hohen Auftragsrate und Flexibilität zur Beschichtung von komplex geformten Bauteilen besonders gut geeignet [BMLW05].

Im Folgenden wird eine Übersicht über mögliche Verfahren zur Standzeiterhöhung von Tiefziehwerkzeugen gegeben. Dabei liegt der Fokus insbesondere auf den thermischen Spritzverfahren Lichtbogen- und Hochgeschwindigkeitsflammspritzen,

welche im Rahmen dieser Arbeit zum Verschleißschutz eingesetzt und anschließend nachbearbeitet wurden.

2.2.1 Thermochemische Diffusionsverfahren

Mit Hilfe von Diffusionsvorgängen, die bei Umgebungstemperaturen von 320 °C bis 1.150 °C durchgeführt werden, kann die Werkstückrandzone chemisch modifiziert werden [Bob12]. Das zu diffundierende Umgebungsmedium liegt hierbei wahlweise im festen, flüssigen oder gasförmigen Zustand vor. Infolge der hohen Umgebungstemperaturen wird eine nachträgliche Wärmebehandlung benötigt, um thermisch bedingte Spannungen im Werkstück zu reduzieren [BMLW05]. Gebräuchliche Diffusionsverfahren zur Härtesteigerung von tribologisch hoch beanspruchten Bauteilen und Werkzeugen sind Nitrieren, Chromieren, Borieren, Vanadieren und Carburieren (Einsatzhärten) [Bob12]. In Abhängigkeit der Verfahren und der Grundwerkstoffe werden Eindringtiefen von 3 µm bis 3.000 µm erreicht. Unter Laborbedingungen konnten beispielsweise durch den Einsatz von Vanadiumkarbid (VC) die Standzeit und das Prozessergebnis beim Tiefziehen von höchstfesten Blechwerkstoffen deutlich gegenüber einem mit Titanitrid (TiN) beschichteten Werkzeug gesteigert werden [AOMM14].

2.2.2 Abscheideverfahren

Die Anwendung von Dünnschichttechnologien ermöglicht einen sehr homogenen und feinen Auftrag einzelner Atome oder Ionen in einer bis zu 10 µm dicken Schicht. Zu den industriell relevanten Verfahren zählen hierbei die Abscheideverfahren Physical Vapour Deposition (PVD) und Chemical Vapour Deposition (CVD) aus einer Gasphase sowie das elektrochemische Abscheiden in einem Elektrolyt. Die PVD- und CVD-Verfahren werden in einem Hochvakuum durchgeführt und unterscheiden sich maßgeblich in der Art der Zuführung des Beschichtungswerkstoffs. Während bei der PVD-Beschichtung das Beschichtungsmaterial in fester Form bereits in der Vakuumkammer vorliegt, wird bei dem CVD-Verfahren der Werkstoff gasförmig zugeführt. Infolge der geringen Schichtdicke weist die Beschaffenheit der Substrattopographie einen wesentlichen Einfluss auf die Haftung und somit die Verschleißbeständigkeit der Schichten auf, da bei einer zu hohen Rauheit auch nach der Beschichtung noch Profilspitzen auf der Oberfläche vorliegen [JA00]. Mit Hilfe von Pin-on-Disk-Versuchen kann dies nachgewiesen werden, da sowohl die Reibeigenschaften als auch die Materialanhaftung des Gegenkörpers bei nachträglich polierten Proben deutlich verbessert werden [NO11]. Neben der konventionellen Beschichtung von Zerspanwerkzeugen können auch Umformwerkzeuge mit einer Dünnschicht versehen werden. Eine Limitierung stellt hierbei lediglich der Arbeitsraum der Vakuumkammern der Beschichtungsanlagen dar.

Physical Vapour Deposition (PVD)

Durch das Anlegen einer elektrischen Spannung werden beim PVD-Verfahren in einem Verdampfungsprozess Atome aus metallischen und keramischen Grundwerkstoffen

gelöst. Diese setzen sich anschließend auf dem Substrat nieder, wodurch eine gleichmäßige Schicht entsteht. Alternativ kann zur Aufschmelzung des Beschichtungswerkstoffes unter Verwendung eines Inertgases und einer Hochspannung ein Plasma gezündet werden [Beb03]. Für spätere tribologische Beanspruchungen ist die Härte des Substrats von zentraler Bedeutung, da die hohe Härte und Sprödigkeit der Dünnschichten infolge lokaler Überlastungen eine Rissbildung in der Schicht begünstigt, sofern der Grundwerkstoff unter der Einwirkung von mechanischen Belastungen nachgibt [EO11].

Im Vergleich zu Titannitrid (TiN), welches häufig zur Beschichtung von Zerspanwerkzeugen eingesetzt wird, kann durch den Einsatz von Chromnitrid (CrN) das Reibungsverhalten beim Tiefziehen von hochfesten Blechwerkstoffen verbessert werden [SPK⁺11]. Dieser Effekt führt zu einer verringerten Werkzeugbelastung und somit zu einem geringen abrasiven Verschleiß. Darüber hinaus wird durch die Verwendung von CrN-Schichten eine trockene Umformung ermöglicht, die hinsichtlich des Umweltschutzes und der Prozesskostenreduktion angestrebt wird [VKD⁺96, GB11]. Eine Verbesserung der Reibeigenschaften wird auch bei der Beschichtung von hydraulischen Kolbeneinheiten, die aus kostengünstigen Grundwerkstoffen hergestellt werden, mit Hilfe von PVD-Schichten erzielt [Beb03]. Hinsichtlich der Beständigkeit gegen Abrasivverschleiß weisen amorphe Kohlenstoffschichten, so genannte Diamond-Like-Carbon-(DLC)-Schichten, auf Wolframkarbidbasis (WC/C) hervorragende Eigenschaften beim Tiefziehen auf [CLV08].

Chemical Vapour Deposition (CVD)

Für das CVD-Verfahren wird der Beschichtungswerkstoff durch eine chemische Reaktion in den Gaszustand überführt und zum Teil mit Hilfe eines Inertgases in die Vakuumkammer eingeleitet [Bob12]. Die Gasbildung geschieht hierbei unter hohen Temperaturen von bis zu 2.000 °C, wodurch chemische Reaktionen begünstigt werden. Da sich das Gas in der gesamten Kammer ausbreitet, werden konstante Schichtdicken auf dem Substrat mit guten Haftfestigkeiten erreicht [BMLW05]. Begünstigt durch die hohen Temperaturen und die gleichmäßige Ausbildung des Schichtgefüges, weisen CVD-Schichten sehr hohe Mikrohärten auf [Bob12]. Titankarbid (TiC) ist eine der industriell am häufigsten eingesetzten CVD-Beschichtungen und erreicht eine Mikrohärte von bis zu 4.500 HV 0,05. Aufgrund dessen kommt der Beschaffenheit der Oberflächentopographie hinsichtlich der resultierenden Reibeigenschaften eine besondere Bedeutung zu, da eine Abflachung der Profilspitzen infolge des Einlaufprozesses kaum möglich ist [NO11].

Elektrochemisches Abscheiden

Dickere Schichten von bis zu 0,5 mm können mit Hilfe des elektrochemischen Abscheidens in einem Elektrolyt, dem Galvanisieren, aufgebracht werden. Dabei werden z.B. Chrom-, Nickel-, Gold- oder Kupferschichten zur Steigerung des Verschleiß- und Korrosionsschutzes sowie zur Erhöhung der optischen Wertigkeit von Bauteilen eingesetzt [Bob12]. Die Galvanisierung wird meist in einem flüssigen Elektrolyt, in dem Metallsalze gelöst sind, durchgeführt und durch das Anlegen einer Spannung zwischen

der darin befindlichen Anode (Beschichtungsmaterial) und Kathode (zu beschichtendes Bauteil) realisiert [BMLW05].

2.2.3 Thermische Spritzverfahren

Eine bedeutendes Technologie, die zum Auftragen von Verschleiß-, Korrosions- und Wärmedämmungsschutzschichten eingesetzt wird, ist das thermische Spritzen nach *DIN EN 657* [DIN05]. Die Spritzzusätze liegen dabei als Draht, Stab, Schnur, Schmelze oder Pulver vor und werden unter Verwendung externer Energieträger, wie z.B. flüssige und gasförmige Brennstoffe, elektrische Lichtbögen und Gasentladungen, aufgeschmolzen. Mit Hilfe eines Trägergases werden die Schmelzpartikel in Richtung der Bauteiloberfläche beschleunigt, ohne diese jedoch aufzuschmelzen [DIN05]. Aus der Vielzahl von Verfahrensvarianten wurden im Rahmen dieser Arbeit das Lichtbogenspritzen sowie das Hochgeschwindigkeitsflammspritzen zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit von Tiefziehwerkzeugen ausgewählt. Die verfahrensspezifischen Charakteristika werden im Folgenden erläutert.

Lichtbogenspritzen

Das Lichtbogenspritzen (Arc Spraying, AS) unter Verwendung von drahtförmigen Spritzzusätzen ist aufgrund der hohen Auftragsrate und der vergleichsweise günstigen Prozesskosten eines der industriell am häufigsten eingesetzten Verfahren der thermischen Spritztechnik (**Abbildung 2.5**) [DIN05]. Durch das Anlegen einer Spannung zwischen den Drahtspitzen wird ein Lichtbogen gezündet und das Material bei etwa 6.500 °C vollständig aufgeschmolzen [BMDE05]. Unter Verwendung eines gasförmigen Trägermediums, wie z.B. Druckluft, wird die Schmelze zerstäubt und auf eine aktivierte Oberfläche aufgetragen. Eine radiale Eindüsung von Hartstoffen in den Partikelstrahl kann dazu genutzt werden, weitere Hartstoffe in die Beschichtung einzubringen, ohne diese im Lichtbogen aufzuschmelzen [TAHN14]. Zur Oberflächenaktivierung werden meist Strahlprozesse mit Korund- oder Aluminiumoxid-Partikeln eingesetzt. Charakteristisch für das Lichtbogenspritzen sind hohe Auftragsraten von bis zu mehreren Millimetern bei etwa 300 µm Schichtdicke pro Überlauf, eine vergleichsweise hohe Porosität in der Beschichtung von bis zu 10 % sowie niedrigen Prozesskosten. Um eine gleichmäßige Schichtdicke entlang komplex geformter Oberflächen zu erzeugen, wird eine optimierte Prozessauslegung benötigt, bei der die Handhabungsparameter des

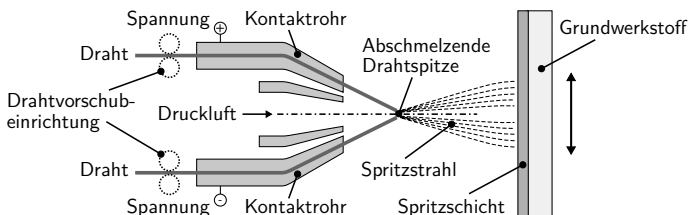


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung des Lichtbogenspritzens nach *DIN EN 657* [DIN05].

Spritzprozesses (Spritzwinkel, Spritzabstand) und die Bahnplanung (Bahnabstand und Verfahrensgeschwindigkeit) aufeinander abgestimmt werden [Kre11].

Vor dem Einsatz von lichtbogengespritzten Schichten auf tribologisch beanspruchten Oberflächen muss eine mechanische Nachbearbeitung der spritzrauen Oberfläche erfolgen. Die hohe Porosität in der Oberfläche einer nachbearbeiteten Schicht begünstigt die Entstehung von hydrostatischen Schmierfilmen, da die Poren einen guten Ölrückhalt im tribologischen Kontakt ermöglichen.

Industrielle Anwendung findet das Verfahren z.B. im Motorenbau zur Beschichtung von Zylinderlaufflächen hochwertiger Verbrennungsmotoren [Flo02]. Dadurch wird zum einen die Leistung des Motors aufgrund der hervorragenden Reibungseigenschaften verbessert, und zum anderen kann ein geringer Bauraum des Motorblocks realisiert werden, da keine Laufbuchsen eingesetzt werden müssen [Flo02, Gér06]. Der Einsatz von Aluminiumguss als Grundwerkstoff in Kombination mit den beschichteten Laufbahnen ermöglicht eine weitere Verringerung des PKW-Gesamtgewichts und trägt somit zur CO₂-Reduktion bei [Gér06].

Um diese positiven Eigenschaften auch in Bohrungen mit geringen Durchmessern zu nutzen, in denen eine Beschichtung technologisch nicht realisiert werden kann, wurde ein Verfahren entwickelt, bei dem eine thermisch gespritzte Schicht von einem Körper auf einen anderen transplantiert wird [FBP⁺14, Peu15]. Dazu wird ein Negativ der zu erzeugenden Bohrung mitsamt möglicher Oberflächenstrukturen erzeugt und beschichtet, anschließend unter hohem Druck umgossen und nach dem Abkühlvorgang der eingangs erzeugte Kern wieder entfernt.

Eine kostengünstige Möglichkeit zur Erzeugung von tiefgezogenen Prototypen ist der Einsatz von Umformwerkzeugen aus polymeren Werkstoffen. Aufgrund der hohen Belastungen an den Ziehkanten können diese jedoch nur für wenige Umformprozesse eingesetzt werden. Damit dieses Werkzeugkonzept auch für Kleinserien ermöglicht wird, können lichtbogengespritzte Schichten aufgebracht werden, um die Verschleißbeständigkeit der polymeren Oberflächen zu erhöhen [Kol12].

Hochgeschwindigkeitsflammspritzen

Ein weiteres wichtiges thermisches Spritzverfahren ist das Hochgeschwindigkeitsflammspritzen (High Velocity Oxy-Fuel, HVOF) von pulverförmigen Spritzzusätzen durch die Verbrennung flüssiger oder gasförmiger Brennstoffe (**Abbildung 2.6**) [DIN05]. Die Verbrennung von flüssigen Brennstoffen wie Kerosin und Sauerstoff ermöglicht die Erzeugung von hohen Brennkammerdrücken, die in Kombination mit einer nachgelagerten Expansionsdüse in einer Strahlgeschwindigkeit von über 2.000 m s^{-1} resultiert [BMDE05]. Das radial in die Flamme zugeführte Spritzpulver trifft anschließend mit einer sehr hohen kinetischen Energie auf die Oberfläche des Substrats und erzeugt eine Schicht mit einer geringen Porosität $< 1\%$ und sehr guten Haftfestigkeiten. Begünstigt wird die dichte Schichtbildung durch die Wahl von feinstrukturierten WC-Partikeln mit einer durchschnittlichen Größe von etwa $0,4 \mu\text{m}$ [Bau11]. Eine weitere Reduktion der Partikelgröße kann zu einer verringerten inneren Schichthaftung sowie einem schlechteren Schutz vor Wälzverschleiß führen und sollte daher vermieden werden [CWKS07, TBHH14].

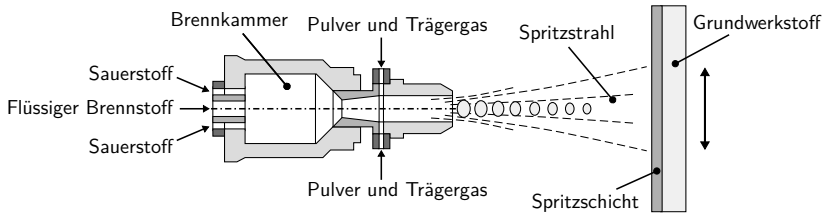


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung des Hochgeschwindigkeitsflamspritzens mit flüssigen Brennstoffen nach DIN EN 657 [DIN05].

Als Spritzpulver wird eine Kombination aus Hartstoffen wie Wolframkarbid (WC) oder Chrom (Cr) und einer metallischen Matrix wie Kobalt (Co) oder Nickel (Ni) verwendet, welche auch die Grundlagen von Hartmetallen darstellen [BMLW05]. Aufgrund dessen sind die Schichteigenschaften sehr gut mit denen von Hartmetall vergleichbar. HVOF-gespritzte Schichten werden häufig zum Schutz vor abrasivem und erosivem Verschleiß aufgebracht. Der Volumenanteil des Matrixwerkstoffs bestimmt dabei maßgeblich die Härte sowie die Sprödigkeit des Schichtgefüges [CWKS07].

Der Vergleich einer HVOF-gespritzten WC-10-Co4Cr-Schicht mit einer elektrochemisch aufgetragenen Chromschicht zeigt anhand des Ball-on-Disk-Prüfverfahrens eine deutliche Steigerung des Schutzes vor abrasivem Verschleiß. Als typische Verschleißerscheinungsformen von WC-Co-Beschichtungen können plastische Deformationen und Zerrüttungen der Bindematrix sowie Sprödbüche im laminaren Schichtaufbau identifiziert werden. Ein Einsatz der Hartstoffschichten oberhalb von 400 °C Umgebungstemperatur ist jedoch zu vermeiden, da hierbei ein erhöhter Verschleiß sowie ein Abplatzen der Schicht vom Substrat auftreten kann. Die Ursache liegt zum einen in der Superposition der Eigenspannungszustände aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten von Beschichtungs- und Substratwerkstoff, und zum anderen in einer Reduktion der Eigenspannungen, die aus einer Oxidation der WC-Körner resultiert [BBB⁺15].

Trotz der hohen Härte der HVOF-Beschichtungen beeinflusst die Oberflächentopographie das Verschleißverhalten von Schicht und Gegenkörper signifikant. Mögliche Verfahren, die zur abtragenden Nachbearbeitung geeignet sind, sind das Schleifen, das Polieren und das Erodieren (Electro-Discharge Machining, EDM). Im direkten Vergleich zueinander kann durch die abrasiven Bearbeitungsverfahren Schleifen und Polieren eine deutlich verbesserte Verschleißbeständigkeit erzielt werden, da durch das EDM-Verfahren Zugeigenspannungen in die Oberfläche eingebracht werden, die eine Entstehung von Sprödrissen begünstigen [BBQ⁺10].

Industrielle Anwendung findet das HVOF-Beschichtungsverfahren besonders im Leichtbau für den Automobilsektor, da hierbei Bauteile aus Aluminium- oder Magnesiumlegierungen mit geringem spezifischem Gewicht in Kombination mit dünnen Verschleißschutzschichten schwere Bauteile aus gehärtetem Stahl ersetzen können [WWP⁺06]. Des Weiteren werden WC-Co-Beschichtungen im Bereich des Hydroturbinenbaus eingesetzt, um eine höhere Beständigkeit von Rotorblättern gegenüber

kavitativem Verschleiß zu erzielen als durch ein konventionelles Nitrieren der Randzone [MA01].

Anhand von Umlaufbiegewechselversuchen konnte gezeigt werden, dass durch die Applikation von WC-CoCr-Schichten auf rotationssymmetrischen Wellen eine deutliche Steigerung der Lebensdauer erzielt werden kann. Auch hierbei ist eine Nachbearbeitung der Schichten notwendig, da ansonsten Mikrorisse infolge von Kerbwirkungen der spritzrauen Oberfläche initiiert werden, die ein Versagen der Bauteile unter Last bewirken. Um dieser Problematik entgegenzuwirken, kann bei rotations-symmetrischen Bauteilen z.B. ein Bandfinishingprozess zur Nachbearbeitung eingesetzt werden, wodurch die Standzeiten deutlich verbessert werden können [BGTN13].

Infolge der Weiterentwicklung von HVOF-Prozessen wurde eine Beschichtung mit pulverförmigem Kaltarbeitsstahl mit einer Dicke von bis zu 2 mm ermöglicht. Basierend auf diesem Grundprinzip können kostengünstige Grundmaterialien in Kombination mit den Werkstoffeigenschaften von pulvermetallurgischem Kaltarbeitsstahl erzeugt werden, wobei die Produktionskosten hierbei deutlich geringer gegenüber herkömmlichen Sinterprozessen sind [RMV⁺10].

2.3 Nachbearbeitung von thermisch gespritzten Hartstoffschichten

Der industrielle Einsatz von thermisch gespritzten Schichten ist für tribologische Anwendungen nur möglich, wenn die aus dem Spritzprozess resultierenden rauen Oberflächen nachbearbeitet werden [Edi96]. Zur nachgelagerten Bearbeitung können sowohl die Profilspitzen geglättet (Glattwalzen, Festklopfen, Polieren, Läppen) als auch Material entfernt werden (Schleifen, Honen, Fräsen, Drehen, EDM). Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass durch das Glätten der Topographie Formfehler infolge von inhomogenen Schichtdicken nicht reduziert werden und somit eine optimierte und gleichmäßige Schichtmorphologie vorausgesetzt wird [Boy85].

Hinsichtlich der Funktionalität von tribologisch beanspruchten Oberflächen ist das Fertigungsverfahren für deren Herstellung nur von sekundärer Bedeutung. Den entscheidenden Einflussfaktor stellt die Beschaffenheit der erzeugten Topographie dar. Einen Nachweis hierfür bietet zum Beispiel der direkte Vergleich von geschliffenen und EDM-bearbeiteten Stanzwerkzeugen aus Hartmetall mit vergleichbaren Oberflächenbeschaffenheiten, bei dem keine Unterschiede in der Standzeit der Werkzeuge sowie der Bauteilqualität nach 200.000 Zyklen ermittelt werden konnten [LKE05].

Der Einsatz von Zerspanprozessen mit geometrisch bestimmter Schneide ist aufgrund der hohen Mikrohärtigkeit von Hartstoff-Beschichtungen nur unter Verwendung von hochharten Schneidstoffen möglich. Bei der Bearbeitung von HVOF-gespritztem WC-Co mit definierter Schneide weist der Schneidstoff PKD den geringsten Abrasivverschleiß auf und stellt eine mögliche technologische Alternative zur Schleif- und EDM-Bearbeitung dar [NHG08]. Begünstigt wird die Spanbildung beim Fräsen der Hartstoffe durch Werkzeuge mit erhöhtem negativem Spanwinkel, wie sie bei der Bearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide typischerweise vorliegen [Frö11]. Dabei bilden sich zunächst Mikrorisse vor der Schneide im Bereich der Bindermatrix aus und initiieren anschließend eine Segmentspanbildung des Hartmetalls. Aufgrund der hohen

Anschaffungskosten von PKD-Werkzeugen und den eingeschränkten Standzeiten beim Fräsen dieser Werkstoffe, kann das Verfahren jedoch nicht wirtschaftlich eingesetzt werden [Edi96, NHG08].

Infolgedessen haben sich Fertigungsverfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide unter Verwendung von hochharten Schneidstoffen für die Nachbearbeitung von Hartstoffschichten als geeignet erwiesen [Edi96, Moh10]. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wurde im Rahmen dieser Arbeit das Schleifen sowie alternativ dazu das Festklopfen der thermischen Spritzschichten detailliert untersucht. In den folgenden Unterkapiteln werden daher die grundlegenden Erkenntnisse beider Verfahren näher erläutert.

2.3.1 Schleifen

Das Schleifen ist nach *DIN 8589-11* ein spanabhebendes Fertigungsverfahren mit einem vielschneidigen Werkzeug, bei dem eine Vielzahl von geometrisch unbestimmten Schneiden den Materialabtrag erzielen. Die gebundenen Schleifkörper bestehen dabei aus natürlichen oder synthetisch hergestellten Schleifmitteln, die mit vergleichsweise hohen Relativgeschwindigkeiten unter nichtständiger Berührung mit der Werkstückoberfläche in Kontakt stehen [DIN03c].

Die beim Schleifen wirkenden Prozesskräfte auf das Werkstück und die Schleifscheibe setzen sich aus einer Vielzahl an Einzelkornkräften in der Kontaktzone zusammen. Die Anzahl der im Eingriff befindlichen Schneiden N_{stat} hängt wesentlich von der Korngröße d_k und -konzentration C sowie der Eingriffstiefe a_e und -breite a_p ab (**Abbildung 2.7**). Die resultierende Schnittkraft ist die Summe aller Einzelkräfte und korreliert mit der Schneidenanzahl und dem Spanungsquerschnitt [Wer71]. Aufgrund der stochastischen Verteilung der Schleifkörner im Belag ist jedoch nur eine geringe Anzahl von 10 % bis 20 % der in der Kontaktzone befindlichen Körner aktiv an der Zerspanung beteiligt. Hinsichtlich der erzeugten Oberflächenqualität nimmt die Rauheit umgekehrt proportional zu der Kornkonzentration ab [Lor75]. Mit Hilfe von Spanwurzelanalysen konnte nachgewiesen werden, dass die Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone ebenfalls mit der Abbott-Kurve der Schleifscheibentopographie korreliert [DKK12].

Neben der Anzahl und der Eingriffstiefe der Schneiden ist auch die Länge der Korneingriffe für die entstehenden Einzelkornkräfte von Bedeutung. Durch die Über-

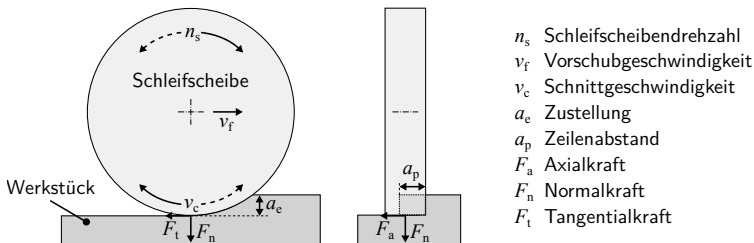


Abbildung 2.7: Prozesskinematik beim Planschleifen.

lagerung der Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s und der Vorschubbewegung besteht jedoch ein Unterschied zwischen der geometrischen Kontaktlänge l_g und der kinematischen Kontaktlänge eines Schleifkorns l_k . Darüber hinaus ist die real vorliegende Kontaktlänge l_a etwas geringer, da Ploughing- und Deformationseffekte in der rein kinematischen Betrachtung keine Berücksichtigung finden [ZL92]. Ein Vergleich der Korneingriffsbahnen im Gleich- und Gegenlauf zeigt, dass die tatsächliche Kontaktlänge der Körner im Gleichlauf höher ist als im Gegenlauf, jedoch die resultierenden Spannungsdicken entlang der Korneingriffsbahn gleichmäßiger verlaufen, wodurch die auf das Korn wirkenden Kräfte geringer sind, aber länger darauf einwirken [Qui80]. Die Spannungsdicke h_{cu} , welche eine wichtige Kenngröße für die Prozesskraft darstellt, hängt beim Schleifen maßgeblich von dem Verhältnis der Vorschub- v_f und Schnittgeschwindigkeit v_c sowie der Korngröße d_k und -konzentration C ab [Giw03]:

$$h_{cu} = \sqrt[3]{\frac{v_f}{v_c \cdot C}} \cdot d_k. \quad (2.3)$$

Die resultierende Spannungsdicke, die maßgeblich durch die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst wird, weist einen erheblichen Einfluss auf die Spanbildungsmechanismen auf, welche in Mikrospanen, -fließspanen, -furchen und -ploughing unterteilt werden können. Bei sehr kleinen Spannungsdicken treten hauptsächlich Ploughingeffekte auf, die aufgrund von Materialdeformationen und Reibung zu einer erhöhten Temperaturentwicklung, insbesondere während der Eintauchphase des Korns, führen. Erst ab dem Überschreiten der minimalen Spannungsdicke, auch kritische Spannungsdicke genannt, wird die eigentliche Spanbildung eingeleitet [DKK12]. Die Überlagerung von elastischen und plastischen Materialverformungen führt zu einem dazu, dass in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften Gratbildung entsteht und zum anderen das Material unterhalb der Schneide anteilig nur elastisch verformt wird. Unter Berücksichtigung dieser Effekte wird die resultierende Spannungsdicke als effektive Spannungsdicke bezeichnet.

Um die maximal mögliche Spannungsdicke, die durch den Kornüberstand vorgegeben wird, bei geringen Schnittgeschwindigkeiten gewährleisten zu können, muss eine proportionale Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit erfolgen [BG03]. Daraus resultiert ebenfalls eine Reduktion des Zeitspanvolumens Q_w

$$Q_w = v_f \cdot a_e \cdot a_p \quad (2.4)$$

bzw. des bezogenen Zeitspanvolumens Q'_w

$$Q'_w = \frac{v_f \cdot a_e \cdot a_p}{a_p}. \quad (2.5)$$

Anwendung finden niedrige Schnittgeschwindigkeiten $< 5 \text{ m s}^{-1}$ im Bereich der Zahnradfertigung, da hierbei aufgrund der komplexen Bahnführung nur geringe Vorschubgeschwindigkeiten erzielt werden können, ohne eine Schädigung der kostenintensiven Bauteile zu initiieren und somit ein späteres Materialversagen im Einsatz ausschließen zu können [BG03, Sch99]. Demgegenüber steht der allgemeine Trend, der aus wirtschaftlicher Sicht notwendig ist, hohe Schnittgeschwindigkeiten von weit über 100 m s^{-1} zu realisieren, um die Prozesszeiten zu verkürzen [NBD⁺11]. In

Kombination mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten entstehen dabei geringe Einzelkornspanungsdicken [Fer92]. Zwar werden infolge der erhöhten Umformgrade bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Spanbildungsmechanismen verbessert, jedoch steigt auch die erzeugte Prozesswärme bei der Spanbildung an. Um thermisch bedingte Werkstückschädigungen zu vermeiden, werden oftmals optimierte KSS-Zuführungen im Prozess eingesetzt [Giw03, Taw90]. Dies resultiert sowohl in einer verbesserten Standzeit der Schleifwerkzeuge, die durch das Schleifverhältnis G zwischen zerspantem Werkstückvolumen V_w und verschlissenem Schleifscheibenvolumen V_s

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad (2.6)$$

charakterisiert wird, als auch in einer geringeren spezifischen Schleifenergie e_c . Eine Abschätzung der spezifischen Schleifenergie kann aus dem Geschwindigkeitsverhältnis zwischen v_c und v_f , der Zustellung a_e sowie der bezogenen Tangential-/Schleifkraft F_t' hergeleitet werden

$$e_c = \frac{F_t' \cdot v_c}{a_e \cdot v_w} \quad (2.7)$$

Bei der Auslegung von Schleifprozessen sollte stets eine Reduktion der Schleifenergie angestrebt werden, da die bearbeiteten Werkstücke somit einer verringerten thermischen Belastung ausgesetzt werden. Darüber hinaus wird dabei eine Steigerung der Energieeffizienz von Bearbeitungsprozessen ermöglicht, welche seitens der Industrie und des Gesetzgebers langfristig angestrebt werden [Lin14, OSGH09].

Schneidstoff und Bindung

Aufgrund der hohen Härte der thermisch gespritzten Hartstoffschichten von bis zu 1.400 HV 0,1 ist der Einsatz von kubisch kristallinem Bornitrid (CBN) und Diamant als Schneidstoff, den so genannten Superabrasives, für eine wirtschaftliche Bearbeitung unerlässlich [Bre96]. Auch wenn bereits Mitte der 1950er Jahre die synthetische Herstellung von Diamant und CBN entwickelt wurde, hat sich dessen industrielle Relevanz erst seit den 1980er Jahren mit den steigenden Anforderungen an die Zerspanung von modernen Werkstoffen am Markt etabliert [Til00]. Das Einsatzverhalten von natürlichen und synthetischen Diamanten ist nahezu identisch. Beide Arten des Diamanten weisen die bislang höchsten bekannten Härten auf, neigen aber bei hohen Temperaturen von über 650 °C zu einer drastischen Zunahme von Oxidationsprozessen, welche zu einer drastischen Verringerung der Festigkeit führen. Darüber hinaus sollte die Bearbeitung von eisenhaltigen Werkstoffen vermieden werden, da der Kohlenstoff im Diamanten eine hohe Affinität zum Eisen aufweist und zu einer Graphitisierung des Diamanten führt [NGL07]. Demgegenüber weist der Schneidstoff CBN zwar eine geringere Härte aber eine deutlich höhere Temperaturbeständigkeit von über 1.000 °C sowie keine Affinität zum Eisen auf. Infolgedessen wird überwiegend CBN als Schneidmittel bei Hochleistungsschleifprozessen eingesetzt [YY92].

Da der Herstellungsprozess hochharter Schneidwerkstoffe deutlich kostenintensiver ist als der von konventionellen Schleifmitteln, wie z.B. Korund oder Silizium-Karbid (SiC), werden die Schleifkörner unter Verwendung einer Bindematrix auf einen Grundkörper aufgebracht [ALH⁺13]. Häufig verwendete Bindungsvarianten sind hierbei

Keramik, Kunstharz, Metall sowie bei einschichtig belegten Werkzeugen Galvanik. Galvanisch belegte Werkzeuge ermöglichen aufgrund des Kornüberstands von bis zu 60 % des Korndurchmessers und den vergleichsweise hohen Kornhaltekräften der Nickelbindung hervorragende *G*-Werte bei geringer benötigter Schleifenergie. Empfohlen wird dabei die Verwendung von Schneidkörnern mit hoher Zähigkeit und einer dünnen Nickelschicht zum Erreichen des maximalen Kornüberstands [UF07]. Zusätzlich kann durch das Aufbringen externer Schwingungen in Form von weißem Rauschen eine Verringerung der Schleifenergie erzielt werden, welche jedoch in einem erhöhten Schleifscheibenverschleiß resultiert [OFW08].

Die Standzeit von Schleifwerkzeugen wird maßgeblich durch die Interaktion der Verschleißbeständigkeit des Schleifkorns mit der Bindung bestimmt. Die Bindung ist dabei so zu wählen, dass die Kornhaltekraft nur so groß ist, dass sie bei eintretendem Kornverschleiß das Korn freigibt und ein neues hervorbringt. Ist die Haltekraft zu gering, weist das Schleifwerkzeug einen sehr hohen Verschleiß auf und die verschlissenen Körner führen, wenn sie nicht aus der Bindung herausbrechen, zu einer erhöhten mechanischen und thermischen Belastung. Diesen Ansprüchen werden keramische Bindungen sehr gut gerecht [HK09, SP88].

Die Steifigkeit und das dynamische Schwingungsverhalten von einschichtig belegten Schleifwerkzeugen werden wesentlich durch die Wahl des Grundkörperwerkstoffs bestimmt. Insbesondere beim Schleifen sprödharter Werkstoffe muss das Dämpfungsverhalten und die Steifigkeit der Schleifwerkzeuge bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden [Bar01]. Dahingegen ist der Einfluss auf die Temperaturentwicklung in der Kontaktzone durch den Wärmeabtransport des Grundkörpers vernachlässigbar gering. Die beim Schleifen auftretende periodische Anregung durch Rundlauffehler sowie Korneingriffe kann zu unerwünschten Werkzeugschwingungen führen, die eine ungleichmäßige Belastung der Schleifscheibe sowie Schädigungen am Werkstück zur Folge haben. Diesbezüglich weisen Kunstharzbindungen und polymere Bindungen mit vergleichsweise hoher Elastizität und guten Dämpfungseigenschaften die besten Grundvoraussetzungen für eine schädigungsarme Bearbeitung auf [BS89, Qui80]. Darüber hinaus können unerwünschte Schwingungen durch eine Variation der Spindeldrehzahl vermieden werden, wenn das dynamische Schwingungsverhalten des Spindel-Maschine-Werkstück-Systems bekannt ist [IKL01].

Hartstoffzerspanung

Bei der Bearbeitung von sprödharten Verschleißschutzschichten können infolge der schleifenden Nachbearbeitung Schädigungen in Form von Rissen oder Ausbrüchen durch die thermische und mechanische Wechselbeanspruchung entstehen. Diese Oberflächendefekte werden durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der einzelnen Schichtbestandteile Bindematrix und Hartstoffphase initiiert [Edi96]. In experimentellen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Rissbildung in der Oberfläche von WC-Co-Beschichtungen durch den Einsatz von CBN-Werkzeugen im Vergleich zu Diamant-Werkzeugen bei gleichen Prozessparametern begünstigt wird [Zho01]. Unabhängig vom Kornmaterial verstärkt eine Erhöhung der Zustellung die Mikrorissbildung, da durch die ansteigende Kontaktzone zwischen Schleifscheibe und Werkstück eine erhöhte thermomechanische Belastung vorliegt [ZLBB02].

Weitere Oberflächendefekte können aus der vorliegenden Karbidgröße in der Beschichtung resultieren. Kleinere Korngrößen neigen zu einem vermehrten Ausbrechen der WC-Körner mitsamt der Bindematrix, den sogenannten pull-outs. Bei der Zerspaltung von größeren WC-Karbidpartikeln tritt hingegen aufgrund der größeren Kornhaltekräfte ein Splintern der Körner auf, welches insbesondere in den oberen 1,5 µm der Randschicht in Form von erhöhten Eigenspannungen nachweisbar ist [HHW01].

Durch eine nachgelagerte Schleifbearbeitung konnte in experimentellen Untersuchungen die Mikrohärtigkeit von HVOF-gespritzten WC-Co-Schichten um bis zu 35 % gesteigert werden. Der Anstieg der Eigenspannung und Mikrohärtigkeit führte dabei unter Laborbedingungen zu einem 60 % gesteigerten Schutz gegen Abrasion sowie einem bis zu 80 % höheren Schutz vor Erosion [MMR09, MRV01].

Kühlschmierstoff

Zur Verringerung der thermischen und mechanischen Belastung beim Schleifen, die durch die Überlagerung von Trenn-, Verformungs- und Reibvorgängen bewirkt wird, erfolgt die Bearbeitung meist unter Verwendung von Kühlschmierstoffen (KSS). Die beim Schleifen generierte Prozesswärme kann sowohl zu spannungsbedingten Schädigungen der Schleifscheibe als auch in der Bauteiloberfläche führen [Brü96]. Durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen wird eine Reduktion der Reibung zwischen Schleifscheibe und Werkstückoberfläche, der Abtransport von Spänen aus der Kontaktzone, das Reinigen der Schleifscheibentopographie sowie die Kühlung in der Kontaktzone ermöglicht [BHW99]. Als Kühlschmierstoffe für Schleifprozesse eignen sich sowohl Schleiföle, die aufgrund ihrer hohen Viskosität eine hervorragende Schmierwirkung aufweisen, als auch wassermischbare Emulsionen, welche aufgrund der deutlich höheren Wärmeleitfähigkeit eine verbesserte Kühlleistung ermöglichen [Brü96]. Beide Schmierstoffe können mit Additiven versetzt werden, um die chemischen und physikalischen Eigenschaften wie Schmierleistung, Korrosionsschutz, organische Beständigkeit oder Druckbeständigkeit zu erhöhen [BHW99]. Im direkten Vergleich wird z.B. beim Tiefschleifen von Hartmetall mit Emulsion eine deutliche Leistungssteigerung erzielt, da hierbei der hohe Wärmeabtransport von Wasser notwendiger ist als die Schmierwirkung des Schleiföls [Bre96]. Bei der Prozessauslegung ist darauf zu achten, dass der Schmierfilm im Schleifspalt nicht die kritischen Siedetemperaturen von ca. 130 °C bei Emulsionen und ca. 300 °C bei Schleifölen erreicht, da dies zu einer sofortigen Entstehung von Schleifbrand auf der Werkstückoberfläche und erhöhtem Werkzeugverschleiß führt [How90].

Neben der Wahl des Kühlschmierstoffmediums ist die Art und Weise der KSS-Zufuhr für die Qualität des Schleifergebnisses von zentraler Bedeutung, da der Schmierstoff in der richtigen Menge und an der richtigen Stelle zugeführt werden muss. Üblicherweise werden hierzu Schuhdüsen, die einen Teil der Schleifscheibe umschließen, oder Nadeldüsen, die das Medium punktuell in den Schleifspalt einspeisen, eingesetzt. Zu berücksichtigen ist hierbei die Austrittsgeschwindigkeit des KSS, die in etwa der Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit entsprechen sollte, um eine bestmögliche Benetzung der Schleifscheibentopographie zu gewährleisten [Hei99, WCML95].

Ein Trend, der auch in der Schleifbearbeitung Anwendung gefunden hat, ist der Einsatz von flüssigem Stickstoff als Kühlschmiermedium, bei dem das Ziel ver-

folgt wird, eine rückstandsfreie Bearbeitung zu ermöglichen. Aufgrund der extrem niedrigen Temperaturen des Stickstoffs kann ein schädigungsfreies Schleifergebnis erzielt werden, welches jedoch bedingt durch die fehlende Schmierwirkung durch eine vergleichsweise raue Oberflächentopographie geprägt ist. Durch die Kombination mit einer zugeführten Minimalmengenschmierung (MMS) kann eine Verbesserung der Bauteilqualität erreicht werden [Mai09].

Die Verwendung von MMS ohne die Zugabe von Stickstoff stellt hinsichtlich der Prozesstemperaturen eine Kompromisslösung zwischen der trockenen Bearbeitung und der Verwendung von KSS dar und schränkt somit die Leistungsfähigkeit des Schleifprozesses ein. Hinsichtlich der erzeugten Oberflächenrauheit können jedoch mit KSS vergleichbare Qualitäten erzielt werden [MTZ⁺12]. Besonders gut geeignet für den Einsatz von MMS sind Schleifwerkzeuge mit einem hohen Porenanteil, die den zugeführten Schmierfilm nahezu vollständig aufnehmen können sowie genügend Spanraum bieten, um die benötigte spezifische Schleifenergie zu senken [THS⁺11].

Unter speziellen Einsatzbedingungen ist auch die Durchführung von Schleifprozessen ohne Schmierstoff möglich. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass das Schleifkraftverhältnis, der Koeffizient aus Normal- und Tangentialkraft, deutlich geringer ist als unter Verwendung von KSS. Der Grund für die Verringerung des Schleifkraftverhältnisses ist hierfür die deutlich erhöhte spezifische Energie, die benötigt wird, um die Spanbildung einzuleiten [GSSH88]. In Bezug auf den Werkzeugverschleiß konnte gezeigt werden, dass unter Verwendung von KSS der mechanische Verschleiß dominiert und mit steigender Schnittgeschwindigkeit in Relation zum zerspannten Material reduziert wird. Dem entgegen tritt beim trockenen Schliff vermehrt thermisch bedingter Verschleiß auf, der mit ansteigender Schnittgeschwindigkeit ebenfalls zunimmt [TM92].

Unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten stellt die benötigte spezifische Schleifenergie eine wichtige Kenngröße für die Energieeffizienz des Schleifprozesses dar und sollte hinsichtlich der Ressourceneffizienz und der Verringerung des CO₂-Ausstoßes bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden. Darüber hinaus muss bei der Wahl des Kühlschmierstoffkonzeptes neben der erzielten Bauteilqualität und der benötigten Produktionsdauer auch die erforderliche Energie der KSS-Versorgung berücksichtigt werden [WTH15].

Surface Integrity

Unter dem Begriff Surface Integrity werden die Eigenschaften von Werkstücken und dessen Randzone, wie z.B. Oberflächentopographie, Mikrohärtigkeit und Eigenspannungen, zusammengefasst, die durch eine maschinelle Nachbearbeitung erzeugt oder modifiziert wurden. Zur Charakterisierung dieser Kenngrößen werden je nach benötigter Eindringtiefe Technologien wie die Raman-Spektroskopie, Röntgendiffraktometrie, Magnetresonanztomographie oder Acoustic Emission verwendet [JBM⁺11a]. Die Kenntnis über den Randzonenzustand ermöglicht eine Bewertung der Werkstückqualität sowie dessen Funktionalität. Mit Hilfe von Zerspanprozessen können sowohl Zug- als auch Druckeigenspannungen in die Oberfläche eingebracht werden, wobei die Eindringtiefe hierbei durch Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide um ein Vielfaches höher ist [JBM⁺11a]. Der erzeugte Eigenspannungszustand, resultierend aus der

thermischen und mechanischen Belastung im Zerspanprozess, weist einen erheblichen Einfluss auf die statische und dynamische Festigkeit, die chemische Beständigkeit, die Magnetisierung und die plastische Werkstückdeformation auf [BCK⁺82]. Hinsichtlich des Eigenspannungszustands beim Schleifen resultiert die Veränderung des Gefüges unter Verwendung von konventionellen Schleifmitteln aus einer thermischen Belastung und beim Einsatz von Diamant und CBN aus einer mechanischen Beanspruchung. Eine thermische Überbeanspruchung kann die Ausbildung von weißen Schichten, einer Gefügeveränderung im Bereich der Randzone, mit einer deutlichen Härteminderung zur Folge haben [Bri82]. Die verminderte Mikrohärtigkeit der weißen Schicht führt zu einer deutlich geringeren Verschleißbeständigkeit der Oberfläche [GWH10]. Bei der Erfassung der Eigenspannungen von geschliffenen Oberflächen mit Hilfe der weit verbreiteten Röntgendiffraktometrie ist zu beachten, dass bei Messungen in Schleifrichtung größere Absolutwerte der Eigenspannungen auftreten als bei Messungen orthogonal zur Schleifrichtung. Begründet werden kann dieser Effekt durch eine diffuse Ablenkung der Röntgenstrahlen durch die Welligkeit des erzeugten Oberflächenprofils. Darüber hinaus führt eine Erhöhung der Schnitttiefe und des Vorschubs in der Regel zu einem Anstieg des Eigenspannungszustands, der durch einen geringen Porenraum der Bindung, wie er beispielsweise bei kunstharzgebundenen Schleifwerkzeugen vorliegt, begünstigt wird [DHJG08].

2.3.2 Einsatzvorbereitung der Schleifwerkzeuge

Bevor mehrschichtig belegte Schleifwerkzeuge im Bearbeitungsprozess eingesetzt werden können, erfolgt eine Konditionierung, welche das Abrichten und Reinigen umfasst. Dabei wird die makroskopische Form erzeugt und der vorliegende Rundlauffehler, der zu einer lokalen Überbeanspruchung führt und einen erhöhten Werkzeugverschleiß sowie Oberflächenschädigungen zur Folge haben kann, minimiert. Darüber hinaus wird die Mikrotopographie der Schleifscheibe eingestellt [BMO11]. Anschließend erfolgt bei Kunstharz- und Metallbindungen, die herstellungsbedingt keinen natürlichen Porenraum aufweisen, ein Schärfungsprozess, der üblicherweise mit Hilfe eines Blockes aus Korund oder in Sonderfällen auch einem mit Korund angereicherten Abrasivmedium realisiert wird, um den für den Zerspanprozess benötigten Kornüberstand zu erzeugen [KSY82, SM85].

Prozesskinematik und -überwachung

Abrichtwerkzeuge werden in stehende und rotierende Werkzeuge unterteilt. Als nicht rotierende Abrichtwerkzeuge werden sowohl ein- als auch mehrschneidige Werkzeuge aus Diamant verwendet, die in beliebige Werkzeugmaschinen integriert werden können, ohne weitere Peripherie zu benötigen. Zum Abrichten der Schleifwerkzeuge erfolgt der Kontakt mit dem Abrichtwerkzeug entlang des gewünschten Schleifscheibenprofils, wobei je nach Form des Abrichtwerkzeugs nicht nur zylindrische Profile erzeugt werden können. Alternativ dazu werden auch rotierende Abrichtwerkzeuge eingesetzt, die wiederum in Profil- und Formwerkzeuge unterteilt werden können. Profilabrichtwerkzeuge weisen das negative Schleifscheibenprofil auf. Der Abrichtprozess erfolgt dabei über eine rein radiale Zustellbewegung. Bei der Verwendung von Formwerkzeugen

erfolgt die Erzeugung der Zielkontur wie bei den stehenden Abrichtern durch eine NC-gesteuerte Relativbewegung zwischen Abrichtwerkzeug und Schleifscheibe [Min99].

Als alternative Abrichtverfahren können auch angepasste EDM-Prozesse angewendet werden, um metallisch gebundene Schleifwerkzeuge wirtschaftlich abzurichten. Trotz der hohen Prozesstemperaturen infolge des Lichtbogens treten bei einem optimierten EDM-Abrichtprozess keine Schädigung an den Schleifkörnern auf. Ein limitierender Faktor ist hierbei jedoch der Kornüberstand, da der Lichtbogen ab einer Korngröße von $d_k \approx 151 \mu\text{m}$ aufgrund der Entfernung zum Bindungsmaterial nicht mehr prozesssicher eingesetzt werden kann [Kli10, Sch01, WRK⁺12].

Mit Hilfe moderner Lasertechnik werden sowohl das Abrichten, ähnlich dem EDM-Abrichten, als auch ein zusätzliches Strukturieren des Schleifscheibenbelags ermöglicht. Durch den Einsatz von hochfrequenten Impulslasern können metallische Bindungen punktuell aufgeschmolzen werden, ohne eine Umwandlung von Diamantkörnern in Graphit zu erzielen. Aufgrund des kleinen fokussierten Brennbereichs des Lasers können besonders präzise Makro- und Mikrogestalten erzeugt werden [DTR⁺11]. Weitere Einsatzmöglichkeiten bietet die Laser-Technik hinsichtlich der Strukturierung des Schleifscheibenbelags. Funktionselemente, wie umlaufende oder quer zur Schleifrichtung eingebrachte Nuten, ermöglichen eine verbesserte KSS-Versorgung der Schleifkontaktzone und können in einer um bis zu 50 % verminderten Prozesskraft resultieren [WKWW14, ZTAA15].

Zur Überwachung und Bewertung des Belastungskollektivs beim Abrichten, resultierend aus den Stoßvorgängen zwischen Abrichtdiamanten und Schleifkörnern, können verschiedene Kenngrößen, wie z.B. Prozesskräfte, Temperaturen, Antriebsleistung und akustische Signale (AE), gemessen und online ausgewertet werden. Darüber hinaus ermöglichen nachgelagerte optische und taktile Vermessungen der Werkstück- und Werkzeugtopographien Rückschlüsse auf den Abrichtprozess [WHK⁺11]. Auf Grundlage dieser Messdaten können Abbruchkriterien, wie z.B. die Abrichtdauer zu erhöhen, bis die Abrichtkraft ein konstantes Niveau erreicht, abgeleitet werden [Ina89].

Die mit zunehmendem Zeitspanvolumen ansteigende Belastung des Abrichtwerkzeugs und der Schleifscheibe kann sehr gut durch die Überwachung der Abrichtkräfte und des AE-Signals erfasst werden. Dabei ist zu beachten, dass eine erhöhte Schleifscheibenbelastung zu einem gesteigerten Schleifscheibenverschleiß, insbesondere dem initialen Verschleiß, im Prozess führt. Bei Erreichen eines stationären Verschleißzustands ist der initiale Abrichtzustand jedoch vernachlässigbar gering [KTW13]. Aus dieser Erkenntnis lässt sich die Annahme ableiten, dass bei mehreren Abrichthuben der letzte Überlauf den größten Einfluss auf das Ergebnis ausübt. Somit empfehlen sich hohe Abrichtzustellungen zu Beginn des Abrichtprozesses, ohne die Schleifscheibentopographie zu schädigen, und feine Zustellungen am Ende des Abrichtprozesses. Infolge der hohen thermomechanischen Belastung geht auch ein Verschleiß des Abrichtwerkzeugs einher, welcher in Form von Adhäsion und Kornabflachungen durch Oxidation oder Graphitisierung nachweisbar ist [Lin07].

Aufgrund der hohen Prozessnormalkräfte beim Abrichten von CBN- und Diamantwerkzeugen ist der Einsatz von steifen Maschinenkomponenten notwendig, um ein bestmögliches Abrichtergebnis zu erzielen. Andernfalls können dynamisch bedingte Rundlauffehler auf den Werkzeugen abgebildet werden, die zu einer schlechten Oberflächenqualität führen [FY90]. Da die dabei auftretenden Prozesstemperaturen in

der Kontaktzone beim Abrichten ohne Verwendung von KSS bis zu 800 °C erreichen können, sollte der Abrichtprozess nur mit reduzierten Prozessparameterwerten trocken durchgeführt werden, um die thermische Belastung von Diamant-Werkzeugen so gering wie möglich zu halten [Lin07].

Prozessgrößen bei rotierendem Abrichtwerkzeug

Neben der Wahl der Kinematik stellt der Einfluss der Prozessgrößen Abrichtzustellung a_{ed} , axialer Abrichtvorschub f_{ad} , Abrichtgeschwindigkeitsverhältnis q_d , Abrichtüberdeckungsgrad U_d sowie Gleich- und Gegenlauf einen erheblichen Einfluss auf die erzeugte Schleifscheibentopographie dar (**Abbildung 2.8**). Der Abrichtüberdeckungsgrad U_d als Verhältnis zwischen der Wirkbreite des Abrichtwerkzeugs b_d und dem axialen Vorschub pro Umdrehung f_{ad} beschreibt, wie oft sich ein einzelner Bereich des Schleifwerkzeugs mit dem Abrichtwerkzeug im Eingriff befindet:

$$U_d = \frac{b_d}{f_{ad}}. \quad (2.8)$$

Unter Verwendung von zylindrischen Abrichtwerkzeugen ist der Effekt der Überlagerung maximal, da die Wirkbreite der Breite des Abrichtwerkzeugs entspricht. Bei Profilabrichtern mit einem definierten Profilradius r_p hängt die Wirkbreite von der eingestellten Abrichtzustellung ab:

$$b_d = \sqrt{8 \cdot r_p \cdot a_{ed}}. \quad (2.9)$$

Das Geschwindigkeitsverhältnis q_d beschreibt das Verhältnis zwischen den Umfangsgeschwindigkeiten des Abrichtwerkzeugs v_{ed} und der Schleifscheibe v_s :

$$q_d = \pm \frac{v_{ed}}{v_s} \quad (2.10)$$

mit positivem Vorzeichen im Gleichlauf und negativem Vorzeichen im Gegenlauf [Sal83]. Zwei Sonderfälle liegen beim Abrichten vor: wenn der Quotient die Werte 0 oder 1 annimmt. Für den Fall, dass $q_d = 0$ ist, steht das Abrichtwerkzeug still und es ist immer der gleiche Bereich mit der Schleifscheibe in Kontakt. Insbesondere trifft dies bei der Kinematik des stehenden Einkornabrichters zu. Wenn q_d den Wert 1 annimmt, wird der Prozess als Crushieren bezeichnet, da hierbei das Abrichtwerkzeug auf der Schleifscheibe abrollt und keine Relativgeschwindigkeit vorliegt [Sal91]. Dieser Effekt kann zum Splintern von CBN- und Diamant-Körnern infolge hoher Normalkräfte

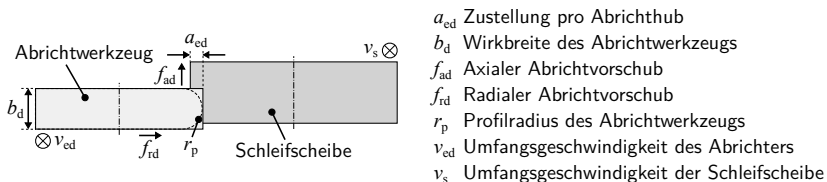


Abbildung 2.8: Prozesskinematik beim Abrichten mit rotierendem Werkzeug.

verwendet werden, um scharfe Kornschnitten zu erzeugen und somit eine Reduktion der Zerspankräfte im Schleifprozess zu erzielen. Gleichzeitig wird der Verschleiß des Abrichtwerkzeugs aufgrund der fehlenden Relativgeschwindigkeit reduziert [Hes02].

2.3.3 NC-Formschleifprozesse

Die Herstellung von freigeformten Oberflächen ist für viele Einsatzgebiete in der Luft- und Raumfahrttechnik sowie auch im Werkzeug- und Formenbau unabdingbar. Aufgrund immer kleinerer Fertigungstoleranzen und widerstandsfähigerer Materialien werden hohe Anforderungen an die benötigten Fertigungsprozesse gestellt [SCS07]. Trotz des stetig steigenden Automatisierungsgrads in der Prozesskette des Werkzeug- und Formenbaus ist meist eine manuelle Nachbearbeitung notwendig, um die geforderte Oberflächenqualität für die jeweiligen Anwendungen zu erreichen [ALY01].

Ein Ansatz, der sich infolge der Entwicklung moderner 5-Achs-Werkzeugmaschinen bereits erfolgreich im Werkzeug- und Formenbau etabliert hat, ist die HSC-Bearbeitung (High Speed Cutting). Sie ermöglicht dem Anwender, die Prozesszeiten und thermischen Belastungen bei gleichzeitiger verbesserter Oberflächenqualität unter Verwendung hoher Schnittgeschwindigkeiten zu reduzieren [KK04].

Trotz der stetig ansteigenden Oberflächenqualität gefräster Oberflächen wird für die Feinbearbeitung im Werkzeug- und Formenbau durch die nachgelagerte manuelle Schleif- und Polierbearbeitung heutzutage etwa 50 % der Herstellungszeit beansprucht [DLB03]. Diese manuelle Nachbearbeitungszeit kann auch durch moderne EDM-Bearbeitung nicht ausreichend verringert werden, so dass eine explizite Anschaffung von EDM-Maschinen für diesen Einsatzfall nicht wirtschaftlich erscheint. Diesbezüglich bieten NC-gesteuerte Band- und Formschleifprozesse mit Schleifstiften, welche in das Bearbeitungszentrum integriert werden können, eine effiziente Möglichkeit, die Gesamtbearbeitungszeit zu reduzieren und eine nachbearbeitungsarme oder gar -freie Fertigung zu erzielen. Darüber hinaus können durch eine voll automatisierte Bearbeitung reproduzierbare Ergebnisse unabhängig von der Erfahrung des Facharbeiters, der die manuelle Endbearbeitung durchführt, erzielt werden [TDBU02].

Im Gegensatz zum Profilschleifen, bei der die Oberflächenkontur durch das Negativ des Schleifscheibenprofils erzeugt wird, ermöglicht das NC-Formschleifen die bahngestaltete Erzeugung einer Werkstückgestalt. Eine Beschränkung der Werkstückgestalt wird dabei lediglich durch die vorliegenden Radien des Schleifwerkzeugs bestimmt. Da für die Herstellung einer guten Oberflächenqualität ein geringer Bahnabstand benötigt wird, sollte für eine wirtschaftliche Bearbeitung eine möglichst hohe Zustellung erfolgen. Die Bauteilqualität hängt beim NC-Formschleifen, wie bei allen Schleifprozessen, maßgeblich von der Wahl geeigneter Prozessparameterwerte und der Profilhaltigkeit der Schleifwerkzeuge ab [Jan07].

Bandschleifen

Das Bandschleifen ist besonders für die Bearbeitung großflächiger Bereiche mit geringen Krümmungen geeignet, da im Vergleich zum Fräsen und Schleifen eine deutlich größere Flächenleistung aufgrund der breiten Kontaktzone vorliegt. Infolgedessen ergeben sich jedoch auch Schwierigkeiten bei der Prozessführung, da eine Approximation

der Soll-Kontur durch Sekanten zu Aufmaßschwankungen in dem Randbereich der Eingriffsbreite auftreten kann. Der NC-gesteuerte Bandschleifprozess kann sowohl mit Hilfe eines Industrieroboters durchgeführt als auch in eine Werkzeugmaschine integriert werden [Bö807, Zha06]. Unter Verwendung von Robotern besteht darüber hinaus die Auswahlmöglichkeit, entweder das Bauteil oder das Werkzeug mit dem Roboter zu führen. Das Führen des Werkstücks mit dem Roboter ermöglicht eine schnelle Handhabung und den Einsatz mehrerer Bearbeitungsstationen in einer Aufspannung [WKGS13].

Industrieroboter weisen im Vergleich zur Werkzeugmaschine jedoch aufgrund ihrer Kettenkinematik eine geringe Steifigkeit und Positioniergenauigkeit auf. Demzufolge erfolgt die Bearbeitung mit Robotern oftmals kraft- anstatt weggebunden [Geh93]. Die Vorteile von Industrierobotern liegen zum einen in der günstigen Anschaffung und zum anderen in den sehr flexiblen Handhabungsmöglichkeiten [KVH14].

Formschleifen mit Schleifstiften

Durch den Einsatz von Schleifstiften in einem 5-Achs-Bearbeitungszentrum wird eine flexible Möglichkeit zur Feinbearbeitung von Freiformflächen geschaffen. Jedoch ist dabei zu berücksichtigen, dass aufgrund der maschinellen Restriktionen der Werkzeugspindeln, welche in der Regel für leistungsstarke Fräsprozesse ausgelegt sind, nur vergleichsweise geringe Schnittgeschwindigkeiten mit Schleifstiften kleiner Durchmesser ermöglicht werden. Unter Verwendung von galvanisch und keramisch gebundenen CBN- und Diamantwerkzeugen konnte bereits nachgewiesen werden, dass die Bearbeitung von lichtbogengespritzten Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren prinzipiell möglich ist [Moh10].

Weitere Anwendungsmöglichkeiten finden sich im Bereich der Medizintechnik, z.B. zur Endbearbeitung von Knieprothesen und Implantaten aus Keramik. Die steigende Anzahl an benötigten Knieprothesen erfordert eine optimierte maschinelle Bearbeitung sowie Steigerung der Oberflächenqualität, welche durch eine Schleifbearbeitung mit torusförmigen Werkzeugen erzielt werden kann. In Grundlagenuntersuchungen konnte gezeigt werden, dass die theoretische Rautiefe R_{th} , welche durch die Eingriffskinematik bestimmt wird, von der Mikrotopographie der Werkzeuge überlagert wird [DKM13, DLTB10]. Mit Hilfe von keramisch gebundenen Diamant-Werkzeugen konnten die Prozesskräfte dabei soweit reduziert werden, dass Schädigungen der sprödharten Keramiken vermieden werden [DKT14]. Eine Verbesserung der Oberflächenqualität wird dabei durch eine zusätzliche Oszillationsbewegung in axialer Richtung erzielt. Eine schräge Bahnführung bewirkt infolge der Überlagerung mit der Vorschubbewegung eine Verrundung des Korneingriffs, welche in einer Reduktion der theoretischen Rautiefe resultiert [UBK14].

Zur weiteren Verbesserung der Oberflächenqualität ist der Einsatz von Polierwerkzeugen notwendig. Neben dem im folgenden Unterkapitel beschriebenen Verfahren mit elastisch gebundenen Schleifwerkzeugen wurde von Brinksmeier et al. ein prototypisches Werkzeug entwickelt, welches ebenfalls für den Einsatz in Bearbeitungszentren bestimmt ist. Der sogenannte *GrindingBall* ist ein elektromagnetisch gelagerter kugelförmiger Schleifkörper, der durch das Vorbeiströmen der inneren KSS-Zufuhr

in Rotationsbewegung gebracht wird. Aufgrund der komplexen Prozessregelung wird dieses Verfahren bislang jedoch nur im Laborbetrieb eingesetzt [BOG⁺13, BRKB13].

2.3.4 Polier- und Feinstbearbeitung

Eine weitere Steigerung der Oberflächenqualität hinsichtlich geringer Oberflächenrauheit und hoher Formgenauigkeit nach dem Schleifen kann durch nachgelagerte Feinstbearbeitungsverfahren mit feinen losen oder gebundenen Abrasivpartikeln sowie mit EDM-, Plasma- und Laserbearbeitungsverfahren erzielt werden. Die Einsatzbereiche solcher Oberflächen umfassen z.B. Optiken für Messinstrumente und Teleskope in der Astronomie sowie Linsen für Laserwerkzeuge in der Waferfertigung. Um den dabei geforderten Anforderungen gerecht zu werden, müssen die Werkzeugmaschinen über eine hohe Positioniergenauigkeit und Steifigkeit, eine thermische Kompensation der Achsen und eine Spindel mit geringem Rundlauffehler verfügen, so dass oftmals kostenintensive Neuanschaffungen getätigt werden müssen [BMK⁺10].

Die beim Läppen und Polieren mit losem Korn auftretenden Abtragsmechanismen unterscheiden sich deutlich von denen beim konventionellen Schleifen, da aufgrund der geringen Größe der Abrasivpartikel und der niedrigen Schnittgeschwindigkeiten die Mindestspanungsdicke nur selten erreicht wird. Infolgedessen werden diese Prozesse maßgeblich durch Oberflächenzerrüttung und Mikrofurchen bestimmt, wodurch die Wahrscheinlichkeit zur Bildung von Mikrorissen ansteigt [EPD⁺03, Sha95].

Mit Hilfe moderner Laser-Technologien können metallische Oberflächen poliert werden, indem die Oberfläche punktuell aufgeschmolzen wird und anschließend wieder erstarrt. Dabei fließt das Material der Profilspitzen in die Profiltäler und bewirkt so eine Glättung der Oberfläche. Aufgrund der hohen lokalen Prozesstemperaturen führen Rekristallisationseffekte zu einer wesentlichen Veränderung der Randzoneneigenschaften, die bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden müssen [BHTF14, PDL⁺13]. In Analogie dazu kann auch ein erzeugtes Plasma dazu genutzt werden, die Oberflächen lokal aufzuschmelzen [DMT⁺14].

Ein sehr flexibles Verfahren, das die Vorzüge von gebundenem und losem Korn vereint, ist das Magnetfinishen, auch Magnetic Field Assisted Finishing (MAF) genannt, bei dem ferromagnetische Abrasivpartikel mit Hilfe eines Magnetfeldes über die Oberfläche geführt werden. Die benötigte Schnittgeschwindigkeit wird durch die Rotation des Werkzeugs und die resultierende Oberflächenstruktur durch die Bahnführung realisiert [GSGY12, MHK03, STH⁺90]. Alternativ dazu können die Partikel auch über eine Ultraschall-Anregung in Bewegung gebracht werden, um kostengünstige Poliermaschinen ohne Werkzeugspindel nutzen zu können [GMH⁺12].

Darüber hinaus bietet das Mikrostrahlen unter Verwendung von Fluiden, die mit Abrasivpartikeln angereichert sind, auch Micro Abrasive Blasting (MAB) genannt, ein weiteres Verfahren zur Glättung von Werkstückoberflächen. Für besondere Anwendungsfälle besteht auch die Möglichkeit, unter Verwendung von Maskierungen nur definierte Teilbereiche von Oberflächen nachzubearbeiten [BNM⁺14, KHA04].

Zur Bearbeitung von rotationssymmetrischen Werkstücken eignen sich insbesondere die Verfahren Bandschleifen und Superfinishen, auch Kurzhub-Honen genannt, unter Verwendung von feinen Schleifkörnern, die auf einem Band fixiert sind. Die Verfahren unterscheiden sich dahingehend, dass die Schnittgeschwindigkeit beim

Bandschleifen maßgeblich durch die Geschwindigkeit des Schleifbandes und beim Superfinishen durch die Rotationsbewegung des Werkstücks bestimmt werden. Durch die Überlagerung der Hauptschnitttrichtung mit einer Oszillationsbewegung kann beim Superfinishen eine dem konventionellen Honprozess ähnliche Oberflächentopographie erzeugt werden, die insbesondere für den industriellen Einsatz als Lagerfläche von Bedeutung ist [BGTN13, KRZ13]

Zur Endbearbeitung auf konventionellen Schleifmaschinen sind elastische, polymere Bindungen besonders geeignet, da diese aufgrund ihrer hohen Nachgiebigkeit und Dämpfungseigenschaften im Vergleich zu Kunstharz-, Keramik- und Metallbindungen die Erzeugung sehr feiner Topographien ermöglichen [BMK⁺10]. Die Zustellung sollte dabei je nach Härte der Schleifscheibe in etwa 20 % bis 40 % des vorliegenden Schleifaufmaßes betragen, damit eine ausreichend hohe Vorspannung eingestellt wird, um den notwendigen Materialabtrag zu ermöglichen [BMK⁺10]. Aufgrund der vergleichsweise hohen Prozessnormalkräfte, im Verhältnis zu den Tangentialkräften, können durch die mechanische Belastung Druckeigenspannungen in die Oberfläche eingebracht werden [AHKW14]. Durch eine gezielte Anpassung der Prozessparameter können die Materialtrennungsmechanismen signifikant beeinflusst werden. So stellt sich bei geringer Relativgeschwindigkeit und niedrigem Anpressdruck eine Drei-Körper-Abrasion wie beim Läppen ein, und bei hoher Relativgeschwindigkeit und hohem Anpressdruck wird eine Zwei-Körper-Abrasion wie beim Mikrospanen erzielt [BRG06]. Industrielle Anwendungsmöglichkeiten von elastisch gebundenen Werkzeugen finden sich im Bereich der Zahnradfertigung [HW13], Medizintechnik [DKT11] und Nachbearbeitung von Spannuten [Hey15].

2.3.5 Oberflächenglättung und Kaltverfestigung

Alternativ zu den spanenden Bearbeitungsverfahren bietet der Einsatz von geführten Werkzeugen zur inkrementellen Oberflächenbearbeitung, wie das Festwalzen und das Festklopfen, auch Machine Hammer Peening oder Schlagverdichten genannt, eine effiziente Möglichkeit, Werkstücktopographien einzuebnen und dessen Randzone lokal zu verdichten (**Abbildung 2.9**). Die hohe Hertzsche Pressung zwischen dem Werkzeug und der Oberfläche führt zu einer Verspannung des Kristallgitters, welche die Werkstückrandzone von metastabilen austenitischen Stählen bis zu einer Eindringtiefe von 0,8 mm in Martensit umwandelt [BGM08]. Mit Hilfe von flüssigem Stickstoff kann in Kombination mit der mechanischen Beanspruchung die Martensitbildung zusätzlich gesteigert werden, da ein erhöhtes Gibbs-Potential vorliegt, welches die Bildung von Martensit begünstigt [Mey12]. Grundsätzlich unterscheiden sich die beiden Verfahren

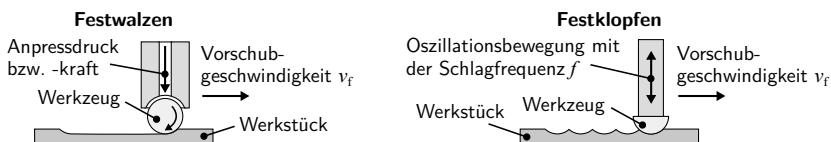


Abbildung 2.9: Gegenüberstellung der Prozesskinematiken der mechanischen Oberflächenglättungsverfahren Festwalzen und Festklopfen.

darin, dass beim Walzen das Werkzeug permanent mit dem Werkstück in Kontakt steht und beim Festklopfen das Werkzeug mit einer definierten Schlagfrequenz auf die Oberfläche trifft.

Festwalzen

Die Werkzeuge für das Festwalzen bestehen aus einer gelagerten Hartmetall- oder Keramikugel, die über eine Feder- oder Hydraulikeinheit auf die Werkstückoberfläche gedrückt wird. Dabei kann durch eine Anpassung des hydrostatischen Drucks die Walzkraft eingestellt werden, wohingegen die Federkraft fest voreingestellt ist. Das Prozessergebnis wird neben dem Anpressdruck durch die Wahl des Kugeldurchmessers sowie der Vorschubgeschwindigkeit und der Bahnüberdeckung bestimmt. Eine Steigerung der Walzkraft kann zur Erhöhung der Kaltverfestigung zielführend sein, verlagert aber das Eigenspannungsmaximum weiter unter die Werkstückoberfläche. Der Grad der Verfestigung korreliert dabei umgekehrt proportional zum Kugeldurchmesser, da bei kleineren Durchmessern höhere Hertzsche Pressungen vorliegen [KZBF08].

Des Weiteren bietet das Verfahren die Möglichkeit, durch eine angepasste Bahnführung eine makroskopische Strukturierung bzw. Texturierung von Oberflächen zu realisieren. Anhand von Streifenzugversuchen konnte nachgewiesen werden, dass durch das Walzen eingebrachte Texturen orthogonal zur Zugrichtung den Reibungskoeffizienten unter Verwendung von Tiefziehöl reduzieren können [FWB⁺10].

Mit Hilfe von Diamantwerkzeugen konnte thermisch gespritzter Manganhartstahl nach einem Hartdrehprozess erfolgreich geglättet und die Randzone gehärtet werden. Bei der Prozessgestaltung ist jedoch zu beachten, dass die Kontaktspannungen nicht zu hoch gewählt werden, da ansonsten eine Delamination des Schichtwerkstoffs eintritt [HKH12]. Auch das direkte Festwalzen von thermisch gespritzten Beschichtungen ohne Vorbearbeitung ermöglicht eine Verbesserung der Oberflächenrauheit, da die Profilspitzen deutlich reduziert und somit der Traganteil der Werkstückoberfläche signifikant erhöht werden [HWKT15].

Festklopfen

Das Festklopfen ist ein Bearbeitungsverfahren, welches zur Oberflächenglättung und Kaltverfestigung von Metallwerkstoffen eingesetzt wird. Die Ursprünge dieses Verfahrens liegen in der manuellen Nachbearbeitung von Schweißnähten, bei denen die aus dem Schweißprozess resultierenden thermisch bedingten Zugspannungen in Druckspannungen umgewandelt und somit Verbesserungen der Dauerschwingfestigkeit erzielt werden [BIB11, BS14]. Im Bereich des Werkzeug- und Formenbaus wird durch die Anwendung von automatisierten MHP-Prozessen eine Verringerung oder gar Substitution der manuellen Nachbearbeitung angestrebt. Die Prozessführung kann aufgrund standardisierter Werkzeugaufnahmen sowohl von Industrierobotern als auch direkt in der zur Vorbearbeitung der Werkstücke eingesetzten Werkzeugmaschine realisiert werden [BLH⁺12, GSMS12].

Zum Verdichten der Werkstückoberfläche schlägt der Werkzeugaufsatz, der üblicherweise aus poliertem Hartmetall besteht, mit einer definierten Frequenz im Bereich von 100 Hz bis 500 Hz auf die Oberfläche. In Abhängigkeit der Antriebsarten, welche

zurzeit in elektromagnetische, pneumatische und piezoelektrische Antriebe unterteilt werden können, wird der Stößel selbst oder eine darüber befindliche Schwungmasse in eine Oszillationsbewegung gebracht. Durch den Aufprall auf der Oberfläche entsteht ein Impuls, der zu einer plastischen Deformation des Werkstoffs führt. Das Prozessergebnis wird werkzeugseitig durch die Schwung- bzw. Kugelmasse, die Hublänge und den Schlagabstand sowie durch die Prozessparameter Schlagfrequenz f , Vorschubgeschwindigkeit v_f , Bahnabstand a und Anstellwinkel bestimmt [Wie11].

Die sich wiederholende Schlagsequenz kann in vier Phasen unterteilt werden, wie in **Abbildung 2.10** anhand eines pneumatisch angetriebenen Werkzeugs gezeigt wird. Zu Beginn liegt der Werkzeugaufsatz bzw. die Schlagkugel auf der Oberfläche auf, und die Schwungmasse befindet sich am oberen Totpunkt des Hubs und weist keine Geschwindigkeit auf. Anschließend wird die Masse in Phase 2 beschleunigt und trifft dann mit maximaler Geschwindigkeit auf den Werkzeugstößel. Der dadurch initiierte Impuls führt zu der erwünschten Materialdeformation unterhalb der Hartmetallkugel. Zuletzt wird die Schwungmasse wieder in Richtung des oberen Totpunktes beschleunigt [Wie11, TKSS13].

Am Bearbeitungsbeispiel von Grauguss konnten Groche et al. im Rahmen von experimentellen Untersuchungen nachweisen, dass eine Anstellung des MHP-Werkzeugs zur Oberflächennormalen zu einer signifikanten Verschlechterung der Oberflächenqualität führt. Die bei der Materialverdrängung deutlich ausgeprägte Gratbildung durch plastisches Fließen des Werkstückwerkstoffs wird durch die Verformung eines angestellten Werkzeugs in die entgegengesetzte Richtung erhöht. Bei dem erneuten Umformen durch das Werkzeug in der nächsten Bahn kann infolgedessen eine Oberflächenzerrüttung aufgrund zu hoher Umformgrade entstehen und sollte daher vermieden werden [GSMS12]. Um eine maximale Oberflächenhärte zu erzielen, werden hohe Hertzsche Pressungen angestrebt, die durch hohe Schlagfrequenzen und -energien, geringe Kugeldurchmesser sowie geringe Bahnabstände eingestellt werden können [SMSG13]. Hinsichtlich feiner Topographien sollte ein großer Kugeldurchmesser gewählt werden, damit eine möglichst hohe Überdeckung realisiert wird. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Hertzsche Pressung mit steigendem Durchmesser abnimmt und der Umformgrad verringert wird [SSMG13]. Am Beispiel von MHP-bearbeitetem Edelstahl konnten Klocke et al. somit eine Reduktion der Coulomb'schen Reibung um bis zu 58 % in Streifenzugversuchen nachweisen [KTSS14].

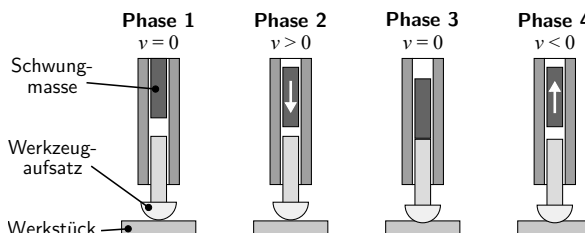


Abbildung 2.10: Einteilung des Festklopfens in vier Prozesssequenzen nach [Wie11].

Neben der Bearbeitung von weichen Grundwerkstoffen bietet sich das Verfahren auch für die Verfestigung von gehärteten Stählen (z.B. Chrom- oder Vergütungsstahl) an. Dabei kann eine Erhöhung der Mikrohärtigkeit um bis zu 15 % erreicht werden. In Laborversuchen konnte gezeigt werden, dass feine Hartstoffpartikel durch das MHP-Verfahren dauerhaft in die Oberfläche von weichen Aluminiumlegierungen eingebracht werden können. Aufgrund der plastischen Verformung wird eine mechanische Verklammerung mit den Hartstoffen erzielt, welche beispielsweise zum Schutz vor Abrasionsverschleiß industriell eingesetzt werden könnten [BLH⁺13].

2.4 Modellierung und Simulation von Schleifprozessen

Für den Einsatz von Simulationssystemen in der spanenden Fertigung sind die drei Faktoren Vorhersagegenauigkeit, Rechengeschwindigkeit und Visualisierbarkeit von zentraler Bedeutung. Aufgrund der Vielzahl von Einzelkornschneiden werden selten einzelne Schneidkanten, wie beim Fräsen üblich, in Schleifsimulationen betrachtet [AKB⁺14]. In den letzten Jahren wurden verschiedene Prozessmodelle entwickelt, welche sich methodisch in die Bereiche Kinematik, Finite-Elemente-Methode (FEM), Molekulardynamik, Analytik, Regression sowie Fuzzy-Logic und künstliche neuronale Netze unterteilen lassen [BAG⁺06, Hei09, TPIP92].

Die Anwendung von Finite-Elemente-Simulationen wird häufig für die makroskopische Betrachtung des Wärmeeintrags und der Wärmeverteilung im Bauteil eingesetzt [DWB09]. Der Einsatz moderner 3D-FEM-Software und hoher Rechenleistung ermöglicht auch die Spanbildungssimulation einzelner Korneingriffe, wodurch auch eine Abbildung der Gratbildung beim Schleifen ermöglicht wird. Die Nachbildung der Schleifkörner basiert entweder auf Messdaten oder Dreiecksnetzen sowie einer Approximation durch die Verschneidung von geometrischen Grundkörpern. Durch eine gezielte Parametervariation wird die Analyse des Einflusses von Reibung, Ploughing und Prozesswärme auf die Spanbildung einzelner Schleifkörner ermöglicht [HSMB13, Li10].

Die Entwicklung des molekulardynamischen Ansatzes der Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH), welcher ursprünglich aus dem Bereich der Fluidmechanik stammt, stellt für Zerspanprozesse eine alternative Modellierungsmethode dar. Die Simulationsergebnisse der SPH-Methodik hängen maßgeblich von den implementierten Material- und Reibungsmodellen sowie von der Partikeldichte und der Zeitschrittweite ab [HZK⁺13]. Diese Modellierungstechnik erlaubt unter Berücksichtigung geeigneter Materialmodelle, wie z.B. *Johnson-Cook*, und Prozessparameterwerte ebenfalls eine Simulation der Spanbildung und des Materialaufwurfs. Aufgrund des hohen Rechenaufwands sind FEM- und SPH-Simulationen jedoch nur für die Betrachtung einzelner Korneingriffe geeignet und können nicht für die Optimierung ganzer Bearbeitungsprozesse eingesetzt werden [RBWJ10].

Für die Simulation ganzer Schleifprozesse ist jedoch der Einsatz von geometrisch-physikalischen (GP) Modellen unter Vernachlässigung von physikalischen Effekten wie plastische und elastische Deformation sowie thermische Wärmeausdehnung aufgrund des im Vergleich zur FEM deutlich geringeren Rechenaufwands geeignet. GP-Simulationen ermöglichen beispielsweise eine effiziente Abbildung der Makro-

und Mikrostruktur von Schleifwerkzeugen und Werkstückoberflächen [AK12, WZ98, Zit99]. Grundlage hierfür bietet die Verschneidung einer repräsentativen Werkzeugumhüllenden mit einem Werkstückmodell in Abhängigkeit der Prozesskinematik. Anhand dessen können kinematische Prozessgrößen wie Spannungsdicke, -länge, -breite und -querschnitt für beliebige Eingriffssituationen berechnet werden, die ansonsten nur aufwändig mit Hilfe von Einzelkornritzversuchen experimentell zu ermitteln sind. Anschließend können unter Verwendung von analytischen Modellen Aussagen über die auftretenden mechanischen und thermischen Belastungen getroffen werden [TPI92]. Einer der bekanntesten geometrisch-physikalischen Modellierungsansätze ist das Simulationssystem *KSIM* aus Kaiserslautern, welches auf einer stochastischen Verteilung von Schneidkörnern basiert, die aus unterschiedlichen geometrischen Grundkörnern zusammengesetzt und anschließend modifiziert werden [AK12, WZ98, Zit99].

Die Modellierung der Schleifkörner lässt sich darüber hinaus auch auf abstrakte regelgeometrische Grundformen reduzieren, um die Rechenzeit zu verkürzen. Grundlegende Erkenntnisse über das Einsatzverhalten von unterschiedlichen Kornformen lassen sich aus Einzelkornritzversuchen ableiten, bei denen gezielt unterschiedliche Kornformen, -größen und -orientierungen eingesetzt werden können. Anhand von runden, dreieckigen und quadratischen Grundformen konnte nachgewiesen werden, dass die Verteilung und die Konzentration der Körner einen erheblichen Einfluss auf die erzeugte Werkstücktopographie aufweisen. Ursache hierfür ist die Überlagerung der einzelnen Eingriffsbahnen der Schleifkörner [BSADK14]. Die geringsten Prozesskräfte konnten in den Einzelkornritzversuchen unter Verwendung von dreieckigen Schleifkörnern beobachtet werden, welche den geringsten Spanungsquerschnitt aufweisen [ABSAK13]. Bei der Verwendung von realen CBN- und Diamantschleifkörnern in der Simulation lässt sich ein signifikanter Zusammenhang zwischen der Orientierung der Körner und den auftretenden Prozesskräften feststellen. Die Schleifkräfte steigen im Prozess proportional mit dem Spanungsquerschnitt sowie der Kornverrundung infolge des Verschleißes an, wobei der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit dabei vergleichsweise gering ist [MTOO89]. Die Ursachen für die orientierungsabhängigen Kornkräfte liegen zum einen in der Ausprägung des seitlichen Materialaufwurfs, der zu einer vergrößerten Kontaktfläche zwischen Korn und Werkstückoberfläche führt, und zum anderen in dem Freiwinkel unterhalb des Schleifkorns, welcher bei kleinen negativen Werten einen deutlichen Anstieg der spezifischen Schleifkraft zur Folge hat [TLW14].

Mit Hilfe der simulativen Abbildung von Schleifkörnern können verschiedene Modelle zur Generierung von Werkzeugtopographien hergeleitet werden. Die Annahme kugelförmiger Schleifkörner bietet die einfachste Möglichkeit zur geometrischen Beschreibung einer Schleifscheibentopographie [KIJ99, JGB⁺13]. Im Vergleich zu anderen geometrischen Grundformen wie dem Kegel oder dem Kegelstumpf lassen sich allerdings durch die Verwendung von Kugeln in einem simulierten Abrichtprozess kaum Unterschiede bezüglich der erzeugten Oberflächenprofile ermitteln [CR96, LWBG13]. Eine weitere Steigerung des Detaillierungsgrads von Werkzeugmodellen wird durch die realitätsnahe Abbildung von CBN- und Diamantschleifkörnern über eine Kombination komplexerer Geometrien wie Tetraeder, Hexaeder sowie abgeschnittener doppelter Kegel und Pyramiden erzielt, wodurch eine verbesserte Vorhersage der erzielten Oberflächenrauheit in Abhängigkeit der Prozessparameter ermöglicht wird

[CP08, KW09]. Als alternative Herangehensweise kann auch das Digitalisieren mit Hilfe von optischen und taktilen Messmethoden zur Erzeugung einer initialen Werkzeugtopographie herangezogen werden [Ina96].

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Der Überblick über den Stand der Technik zeigt, dass die Applikation von thermisch gespritzten Hartstoffschichten auf tribologisch beanspruchten Funktionsflächen am Beispiel eines Tiefziehprozesses von hochfesten Blechwerkstoffen zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit eingesetzt werden kann [THB⁺15]. Für den industriellen Einsatz dieser modernen Beschichtungen ist jedoch eine mechanische Nachbearbeitung notwendig, um die durch den thermischen Spritzprozess auftretenden Form- und Oberflächenfehler zu reduzieren [ALY01]. Die generelle Bearbeitung von lichtbogen-gespritzten Verschleißschutzschichten auf ebenen Flächen konnte bereits erfolgreich auf Bearbeitungszentren unter Verwendung von galvanisch und keramisch gebundenen CBN- und Diamantwerkzeugen durchgeführt werden [Moh10].

Aufbauend auf den erzielten Ergebnissen zum Flachsleifen wird im Rahmen dieser Arbeit das Schleifen auf Bearbeitungszentren zur Nachbearbeitung der hochharten HVOF-gespritzten WC-Co-Beschichtungen auf freigeformten Oberflächen analysiert. Insbesondere die hohe Härte der WC-Co-Beschichtung erfordert dabei den Einsatz verschleißbeständiger Werkzeuge, so dass neben galvanisch und keramisch gebundenen Werkzeugen auch kunstharzgebundene Schleifwerkzeuge auf ihre Anwendbarkeit zu untersuchen sind. Als alternatives Bearbeitungsverfahren wird das Festklopfen, welches bereits im Werkzeug- und Formenbau eingesetzt wird, zur Nachbearbeitung angewendet. Der Nachweis, dass eine mechanische Nachbearbeitung beider Beschichtungswerkstoffe möglich ist, konnte bereits durch das inkrementelle Festwalzen erbracht werden [HWKT15]. Im Vergleich zum Festwalzen bietet das Festklopfen aufgrund des impulsartigen Einwirkens der Prozesskraft ein erhöhtes Potential zur Oberflächenglättung. Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit besteht darin, die Analyse und Bewertung der Verfahren Schleifen und Festklopfen durchzuführen sowie eine optimierte Prozessgestaltung für die Endbearbeitung thermisch gespritzter Hartstoffschichten auf Freiformflächen zu erarbeiten und somit eine Standzeiterhöhung von Tiefziehwerkzeugen erzielen zu können (**Abbildung 3.1**).

Zu Beginn werden die gewonnenen Erkenntnisse der Grundlagenuntersuchungen zum CNC-gesteuerten Abrichten von Schleifstiften mit Siliziumkarbid-Schleifscheiben präsentiert. Dabei liegt der Fokus auf der Wahl der Parameterwerte des Abrichtprozesses und der Korngröße der Abrichtwerkzeuge zur Herstellung geeigneter Werkzeugtopographien für die Schrapp- und Schlichtbearbeitung von Hartstoffschichten.

Anschließend werden die im Rahmen dieser Arbeit erlangten Ergebnisse zum Schleifen von thermisch gespritzten Beschichtungen auf Bearbeitungszentren vorgestellt. Diesbezüglich wird zunächst die Auswahl möglicher Werkzeugtypen anhand eines umfangreichen Screening-Versuchsplans getroffen und unter Verwendung dieser eine Optimierung des Flachsleifprozesses hinsichtlich der auftretenden Prozesskräfte und der erzielten Oberflächenqualität auf Basis von statistischen Versuchsplänen durchgeführt. Weitere Einflussfaktoren sind dabei der Werkzeugverschleiß, die Werkzeugabdrängung sowie die thermische Belastung in der Werkstückrandzone. Zur Feinstbearbeitung der Oberflächentopographien wird das Polierschleifen mit elastisch gebundenen Schleifstiften angewendet. Die Bewertung der gefertigten Oberflächen

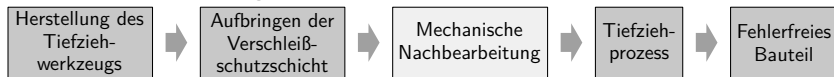
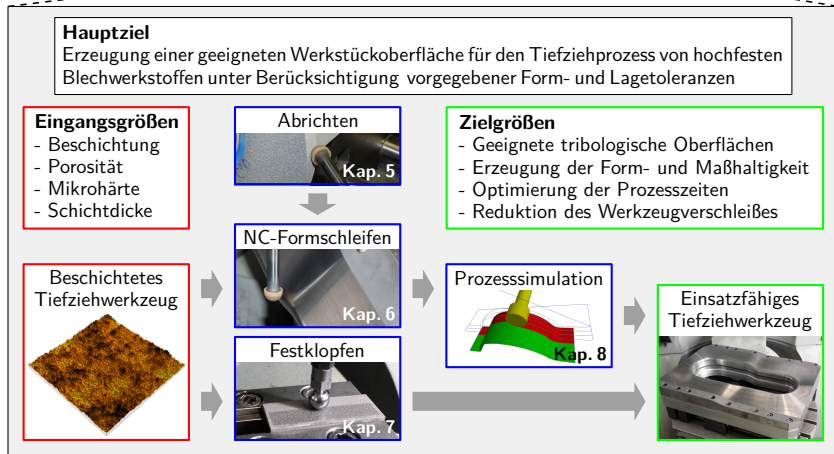
Prozesskette zur Herstellung hochfester Tiefziehwerkstücke**Aufgabenstellung dieser Arbeit**

Abbildung 3.1: Eingliederung dieser Arbeit in die Prozesskette zur Herstellung von verschleißbeständigen Tiefziehwerkzeugen.

geschieht mit Hilfe dreier unterschiedlicher tribologischer Versuchsstände: Ball-on-Disk-Test, Streifenzugversuch und Napfziehen. Dabei stehen insbesondere die Verschleißbeständigkeit der Beschichtung sowie das Reibverhalten zwischen Beschichtung und Gegenkörper im Fokus der Untersuchungen.

Als alternatives Nachbearbeitungsverfahren wird das Festklopfen zur Glättung der Hartstoffschichten angewendet. Dazu werden zunächst die grundlegenden Wirkmechanismen am Beispiel des Substratwerkstoffs C45 aufgezeigt und anschließend auf die beiden Beschichtungswerkstoffe übertragen. Hinsichtlich der Prozessgestaltung stellt eine mögliche Delamination der Beschichtung infolge zu hoher lokaler Belastungen eine zentrale Herausforderung dar.

Aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen werden die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Ansätze für das optimierte Schleifen und Festklopfen von Freiformflächen vorgestellt. Dabei wird für die Schleifbearbeitung freigeformter Oberflächen die makroskopische Gestalt der Werkzeuge an die jeweilige Bearbeitungsaufgabe durch gezieltes Abrichten angepasst. Somit liegen für die Prozessgestaltung neben der kommerziell verfügbaren zylindrischen und sphärischen Werkzeuggestalten auch torusförmige und konische Werkzeuge für das Schleifen komplex geformter Oberflächen vor. Aufgrund der variierenden Eingriffssituationen beim Schleifen freigeformter Oberflächen sowie der zum Teil erheblichen Variation der lokalen Zustellung infolge inhomogener Schichtdicken werden die Einsatzmöglichkeiten einer geometrisch-physikalischen Prozesssimulation zur optimierten Prozessauslegung vorgestellt.

4 Experimentelle Randbedingungen

In diesem Kapitel werden zunächst die bearbeiteten Werkstoffe sowie die verwendeten Versuchsmaschinen und Werkzeuge zur Nachbearbeitung der thermisch gespritzten Verschleißschutzschichten beschrieben. Anschließend wird ein Überblick über die angewendeten Messmittel im Hinblick auf die Analyse der erzeugten Oberflächentopographien als auch zur Bestimmung der thermischen und mechanischen Belastung während der Bearbeitungsprozesse gegeben.

4.1 Versuchswerkstoffe

Die im Rahmen dieser Arbeit bearbeiteten Beschichtungen unterscheiden sich im Wesentlichen durch ihre chemische Zusammensetzung und durch den zum Beschichten angewendeten thermischen Spritzprozess. In den experimentellen Untersuchungen wurde zum einen eine mit dem Lichtbogendrahtspritzen aufgebraute Wolframschmelzkarbid-Eisen-(WSC-Fe)-Beschichtung bearbeitet und zum anderen eine durch den Hochgeschwindigkeitsflammspritzprozess aufgetragene Wolframkarbid-Kobalt-(WC-Co)-Beschichtung. Die Beschichtung sämtlicher in dieser Arbeit untersuchten Versuchswerkstücke wurde durch den *Lehrstuhl für Werkstofftechnologie der TU Dortmund* durchgeführt.

4.1.1 Vergütungs- und Kaltarbeitsstahl

Als Substratwerkstoff der beschichteten Versuchswerkstücke wurde der unlegierte Vergütungsstahl C45 aufgrund seiner guten Materialeigenschaften eingesetzt. Er weist sowohl eine vergleichsweise hohe Festigkeit und Zähigkeit als auch eine hervorragende Zerspanbarkeit mit geometrisch bestimmter Schneide auf. Somit werden niedrige Anschaffungs- und Fertigungskosten der untersuchten Versuchs- und Umformwerkzeuge ermöglicht.

Darüber hinaus wurde der chromhaltige Kaltarbeitsstahl X153CrMoV12 (1.2379) mit einer Härte von etwa 60 HRC als Grundwerkstoff für die nicht beschichteten Referenzwerkzeuge verwendet. Dieser ledeburitische Chromstahl wird industriell häufig für Schneid-, Stanz- und Umformwerkzeuge eingesetzt. Aufgrund der hohen Anzahl an Karbiden im Gefüge weist er eine gute abrasive Verschleißbeständigkeit auf und eignet sich daher sehr gut als Referenzwerkstoff für die untersuchten thermisch gespritzten Verschleißschutzschichten.

4.1.2 Wolframschmelzkarbid-Eisen (WSC-Fe)

Die WSC-Fe-Beschichtung wurde mit Hilfe des Lichtbogendrahtspritzens in Schichtdicken von etwa 300 µm pro Überlauf aufgetragen. Die dafür eingesetzten Fülldrahtlegierungen bestehen aus einer Eisenbasis (Fe) mit ca. 50 % Wolframschmelzkarbid (WSC) (*Durmat AS-850, Durum Verschleißschutz GmbH*). Die chemische Zusammensetzung der Fülldrähte nach Herstellerangaben ist in **Tabelle 4.1** aufgezeigt. Als Hartstoff wird

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung des verwendeten WSC-Fe-Fülldrahts *Durmat AS-850* [Durum Verschleißschutz GmbH]

Element	Cr	Mn	Fe	Si	C	WSC
Gewichtszprozent	4	<1	Rest	1,4	2	50

Wolframschmelzkarbid, ein eutektisches Gemisch aus den beiden Wolframkarbiden W_2C und WC , verwendet.

Die erzeugte Schichthftung resultiert in erster Linie aus einer mechanischen Adhäsion der auftreffenden, erstarrenden Hartstoffpartikel mit der Oberfläche des Substrats. Aufgrund dessen ist eine Aktivierung des Substrats durch einen Strahlprozess mit abrasiven Medien vor dem Beschichten notwendig. Um möglichst hohe Haltekräfte gewährleisten zu können, muss die Oberfläche nach dem Aufrauen gereinigt werden, da ansonsten Oxid-Partikel des Strahlmediums zwischen Schicht und Substrat eingeschlossen werden und die Adhäsionsneigung negativ beeinflussen können. Der Übergang zwischen Substratoberfläche und WSC-Fe-Beschichtung ist in **Abbildung 4.1** anhand eines metallurgischen Gefügequerschliffs dargestellt. Die aufgetragene Beschichtung weist eine Härte von etwa 450 HV 0,3 bis 650 HV 0,3 auf und wird industriell zum Schutz vor Abrasionsverschleiß eingesetzt. Aufgrund des hohen Porenanteils von 2 % bis 10 % in der Schicht bietet sie sehr gute Voraussetzungen für tribologisch hoch beanspruchte Gleitflächen unter Verwendung von Schmierstoffen. Industrielle Einsatzbereiche für AS-gespritzte Beschichtungen sind beispielsweise Zylinderlaufflächen von PKW Motoren, die nach dem Beschichten mit Hilfe von Honprozessen nachbearbeitet werden [Bri02, Flo02].

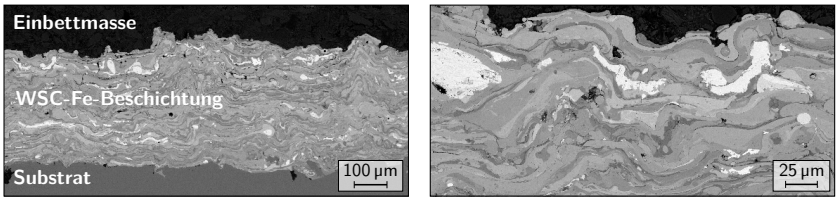


Abbildung 4.1: Mikroskopische Aufnahmen eines metallurgischen Querschliffs von einer in Kunstharz eingebetteten WSC-Fe-Probe. Die Vergrößerung zeigt den laminaren Schichtaufbau und den hohen Porenanteil in der Beschichtung.

4.1.3 Wolframkarbid-Kobalt (WC-Co)

Die Wolframkarbid-Kobalt-Beschichtung wurde unter Verwendung des HVOF-Prozesses aufgetragen. Der verwendete Hartstoff liegt dabei als feinkörniges Agglomerat mit einer durchschnittlichen Partikelgröße von etwa $10\mu m$ vor. Durch die sehr hohen Partikelgeschwindigkeiten von bis zu 1.000 ms^{-1} entsteht eine sehr feinporige homogene Schicht, die eine Mikrohärt von etwa 1.350 HV 0,3 aufweist. Im Gegensatz zur AS-Beschichtung resultiert die Schichthftung hierbei nicht maßgeblich aus einer

mechanischen Adhäsion mit dem Substrat, sondern aus dem Verschmelzen mit dem Grundwerkstoff aufgrund der hohen Partikeltemperaturen und -geschwindigkeiten. Da der Schichtauftrag pro Überlauf nur etwa $20\text{ }\mu\text{m}$ bis $25\text{ }\mu\text{m}$ beträgt, wurden die Proben in bis zu 12 Überläufen beschichtet, so dass eine mittlere Schichtdicke von etwa $200\text{ }\mu\text{m}$ vorlag. Rasterelektronenmikroskopische (REM) Aufnahmen des verwendeten Beschichtungspulvers sowie ein metallurgischer Querschliff einer WC-Co-Probe, auf dem der lamellare Schichtaufbau erkennbar ist, sind in **Abbildung 4.2** dargestellt.

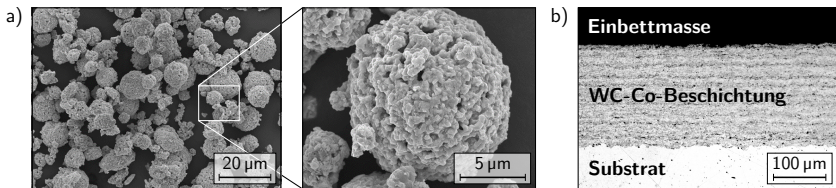


Abbildung 4.2: Aufnahmen des verwendeten WC-Co-Pulvers und der Beschichtung. a) REM-Bilder des feinstrukturierten WC-Co-Pulvers [TBHL13]. b) Mikroskopische Aufnahme eines metallurgischen Querschliffs von einer in Kunstharz eingebetteten WC-Co Probe.

4.2 Werkzeuge

Für die Nachbearbeitung der Schichten wurden Schleifwerkzeuge unter Variation der Bindungsarten und Korntypen sowie ein pneumatisch angetriebenes Werkzeug zum Festklopfen bzw. Machine Hammer Peening verwendet. Die Spezifikationen dieser Werkzeuge werden im Folgenden beschrieben.

4.2.1 Schleifen und Polieren

Aufgrund der hohen Härte der Schichtsysteme werden zur schleifenden Bearbeitung kubisch kristallines Bornitrid und Diamant als Schneidwerkstoffe eingesetzt. Die verwendeten Korngrößen liegen je nach geforderter Oberflächenqualität und Zerspanleistung im Bereich von $10\text{ }\mu\text{m}$ bis $181\text{ }\mu\text{m}$. Die **Tabelle 4.2** gibt eine Übersicht über die eingesetzten Schleifwerkzeuge. Die in der Tabelle fett hervorgehobenen Buchstaben kennzeichnen die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Abkürzungen für Korn- und Bindungsarten in den Werkzeugbezeichnungen, wie z.B. *D126-V*.

In **Abbildung 4.3** sind REM-Aufnahmen ausgewählter Topographien von Diamant-Schleifstiften mit verschiedenen Bindungsarten nach dem Abrichtprozess dargestellt. Die keramischen Bindungen sind durch einen hohen Porenraum gekennzeichnet, der eine gute Spanabfuhr sowie Kühlschmierstoffversorgung des Schleifspalts ermöglicht. Im Gegensatz dazu weist die Kunstharzbindung nach dem Abrichten eine glatte Oberflächentopographie auf. Aufgrund dessen wird vor dem Einsatz in den experimentellen Untersuchungen mittels eines Schärfeins die Bindung zurückgesetzt, um den für den Schleifprozess benötigten Kornüberstand zu erzeugen. Die galvanisch belegten Werkzeuge weisen fertigungsbedingt bereits einen hohen Kornüberstand und eine hohe

Tabelle 4.2: Übersicht über die verwendeten Schleifwerkzeuge und die in dieser Arbeit verwendeten Abkürzungen (*fett dargestellt*) für Schneidstoffe und Bindungssysteme.

Werkzeug	1	2	3	4	5
Prozess	Schruppen			Schlichten	Polieren
Kornart	CBN & Diamant			Diamant	
Korngröße	91 µm bis 181 µm			15 µm bis 46 µm	10 µm
Bindung	Vitrified Keramik	Resin Kunstharz	Galvanik	Vitrified Keramik	Polymer
Hersteller	Werkzeug 1 & 2 Werkzeug 3 Werkzeug 4 & 5		Schnarrenberger Gruppe GmbH August Rüggeberg GmbH & Co. KG Günter Effgen GmbH		

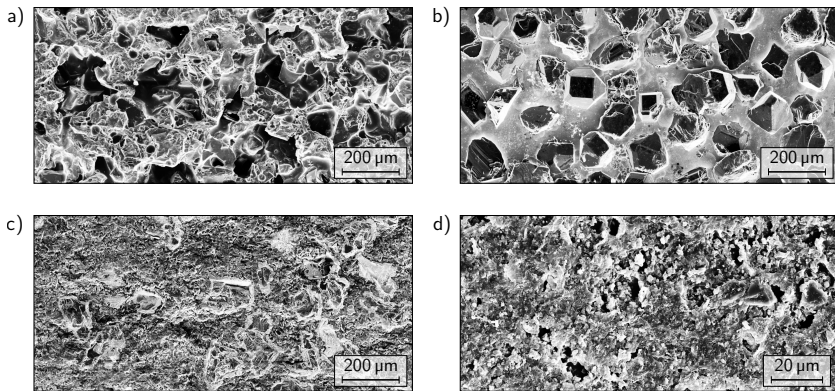


Abbildung 4.3: REM-Aufnahmen verschiedener verwendeter Bindungstypen. a) D126-V. b) D126-G. c) D126-R. d) D10-P.

Korndichte auf. Die polymeren Bindungen, die zum Polieren der Hartstoffschichten eingesetzt werden, weisen ebenso wie die Kunstharzbindung keinen Porenraum auf.

4.2.2 Festklopfen

Das Festklopfwerkzeug *FORGEFix Air* von der Firma *3S-engineering GmbH* wurde für das Kaltschmieden und Einglätten von metallischen Oberflächen entwickelt (**Abbildung 4.4**). Das Werkzeug kann in konventionellen Bearbeitungszentren mit Hilfe einer passenden Werkzeugaufnahme eingesetzt und pneumatisch angetrieben werden. Der Antrieb des Werkzeugs geschieht dabei wahlweise durch eine innere oder äußere Druckluftversorgung. Die Funktionsweise des *FORGEFix Air* basiert auf einer im Inneren des Werkzeugs befindlichen Schwungmasse, die mit einer Frequenz von etwa 200 Hz bei 6 bar Druckluft oszilliert und dabei einen Stößel antreibt, der wiederum mit einer Hartmetallkugel bestückt ist (Kapitel 2.3.5). Die Druckluftzuführung gewährleistet darüber hinaus einen ständigen Kontakt zwischen der Hartmetallkugel und der Werkstückoberfläche, so dass ein Prellen der Kugel auf der Oberfläche deutlich vermindert wird. Der Impuls beim Auftreffen der Schwungmasse auf den Stößel hat

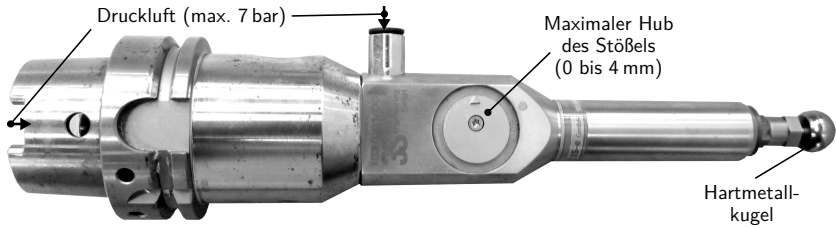


Abbildung 4.4: Werkzeug für das Festklopfen. *FORGEfix Air* der Firma *3S-engineering GmbH*.

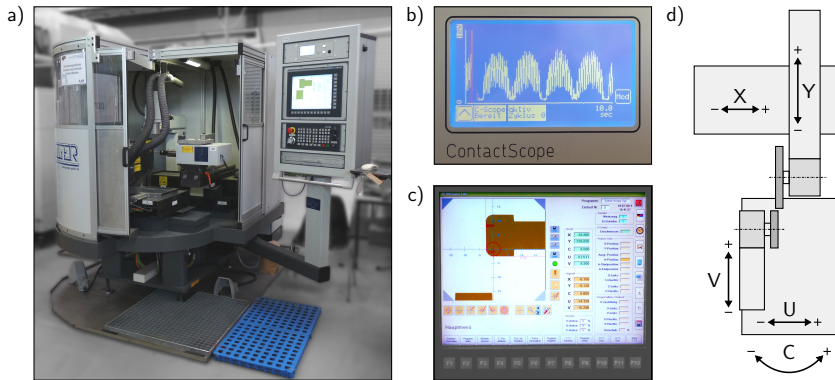
eine Verdichtung des Werkstückwerkstoffs unterhalb der Hartmetallkugel zur Folge und resultiert sowohl in einer Glättung der Oberflächentopographie als auch in einer Härtung des Gefüges in der Randzone. Durch eine Variation des Kugeldurchmessers kann die auf das Material wirkende Flächenpressung individuell angepasst werden. Bislang wird das Verfahren industriell zur Standzeiterhöhung von Umformwerkzeugen aus Gusseisen und Kaltarbeitsstahl eingesetzt [GSMS12, KTSS14, Wie11].

4.3 Versuchsmaschinen

Zur Einsatzvorbereitung der Schleifwerkzeuge wurde eine CNC-gesteuerte Abrichtmaschine verwendet. Die eigentliche Nachbearbeitung der Beschichtungen im Rahmen der Optimierung des Schleif- und Festklopfprozesses wurde mit Hilfe eines Fünf-Achs-Bearbeitungszentrums durchgeführt.

4.3.1 Abrichtmaschine

Die während dieser Arbeit eingesetzten Schleifwerkzeuge wurden mit Hilfe der CNC-gesteuerten Abrichtmaschine *Geiger AP-800 Fusion* unter Verwendung von Siliziumkarbid-(SiC)-Schleifscheiben der Körnungen F60, F90 und F120 konditioniert. Die Maschine verfügt über ein optisches Kamerasystem zur Vermessung der makroskopischen Schleifscheibengestalt sowie einen Acoustic-Emission-Sensor an der Abrichtscheibenaufnahme zur Prozessüberwachung. Mit Hilfe der beiden Arbeitsspindeln werden die Abrichtwerkzeuge mit bis zu $n_{\max} = 3.000 \text{ min}^{-1}$ und die abzurichtenden Schleifwerkzeuge mit bis zu $n_{\max} = 1.000 \text{ min}^{-1}$ angetrieben. Um das Abrichtgeschwindigkeitsverhältnis auch bei einer Radiusabnahme infolge des Radialverschleißes konstant zu halten, wird mittels einer weggesteuerten Messrolle der aktuelle Wirkradius online bestimmt und die Drehzahl proportional zum Radius angepasst. Die Positionierung der Schleifwerkzeuge wird über die X- und Y-Achse der Maschine realisiert. Für die eigentlichen Relativbewegungen während des Abrichtprozesses sind die Achsen U, V und C vorgesehen. Während des Abrichtprozesses führt die U-Achse eine lineare Oszillations- und die V-Achse die Zustellbewegung durch. Mit Hilfe der C-Achse kann eine kreisförmige Oszillationsbewegung überlagert werden, wie sie z.B. für das Abrichten von kugel- bzw. torusförmigen Schleifwerkzeugen benötigt wird. Die



Technische Angaben

Hersteller: Rudolf Geiger Maschinenbau GmbH
 Modell: AP-800 Fusion

Abrichtscheibeneinheit

Spindeldrehzahl (max.): 3.000 min^{-1}
 Werkstückdurchmesser (max.): 250 mm
 V-Achsenzustellweg: 150 mm
 U-Achse Oszillationsweg: 120 mm
 C-Achse Schwenkbereich: $\pm 92^\circ$

Antriebsleistung: 15 kW

Spindelaufnahmen: HSK 50

Werkstückeinheit

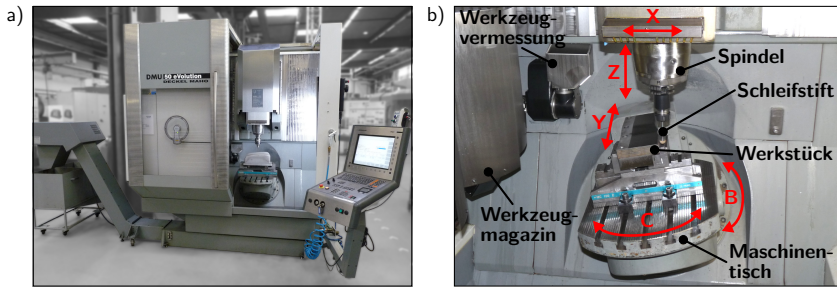
Spindeldrehzahl (max.): 1.000 min^{-1}
 Werkstückdurchmesser (max.): 800 mm
 X-Achsenverfahrbereich: 260 mm
 Y-Achsenverfahrbereich: 250 mm

Abbildung 4.5: Abrichtmaschine Geiger AP-800 Fusion. a) Außenansicht der Maschine. b) Grafische Ausgabe der Acoustic-Emission-Signale während des Abrichtprozesses. c) Bedienoberfläche inklusive der Kameraüberwachung. d) Achskinematik der Abrichtmaschine.

Abrichtmaschine sowie eine Skizze der Maschinenkinematik ist in **Abbildung 4.5** dargestellt.

4.3.2 Bearbeitungszentrum

Die Nachbearbeitung der Schichtsysteme wurde auf dem fünfachsigem CNC-Bearbeitungszentrum *Deckel Maho DMU 50 eVolution* durchgeführt, dessen Antriebsspindel eine maximale Drehzahl von $n_{\max} = 18.000 \text{ min}^{-1}$ ermöglicht (**Abbildung 4.6**). Da die Maschine nicht für die Schleifbearbeitung konzipiert ist, wurde zu Beginn der Untersuchungen eine Bandfilteranlage nachgerüstet, welche die bei der Schleifbearbeitung abgetragenen feinen Hartstoffpartikel aus der verwendeten Emulsion herausfiltert. Andernfalls könnten die Hartstoffpartikel als Schwebstoffe innerhalb der Emulsion in die Gleitführungen der Werkzeugmaschine eindringen und diese auf Dauer schädigen. Darüber hinaus wird das Gesundheitsgefährdungspotential für den Maschinenbediener deutlich reduziert, wenn die Konzentration der Wolfram- und Kobaltpartikel im KSS verringert wird. Der Arbeitsraum der Maschine deckt einen Bereich von $500 \times 420 \times 320 \text{ mm}^3$ ab. Große Bauteile, deren Abmessungen den Arbeitsraum vollständig beanspruchen, können aufgrund der Maschinenkinematik jedoch nur dreiaxsig bearbeitet werden.



Technische Angaben

Hersteller:	Deckel Maho	Antriebsleistung:	25 kW (100 % ED)
Modell:	DMU 50 eVolution	Spindeldrehzahl (max.):	18.000 min ⁻¹
Arbeitsbereich		Spindelaufnahme:	HSK 63
X-Achse:	500 mm	Vorschubgeschwindigkeit (max.):	20 mm min ⁻¹
Y-Achse:	420 mm	Kühlmitteleinrichtung:	Innere und äußere Zufuhr
Z-Achse:	380 mm	Werkzeugmagazin:	32 Plätze

Abbildung 4.6: Bearbeitungszentrum *Deckel Maho DMU 50 eVolution*. a) Außenansicht der Maschine. b) Arbeitsraum mit eingespanntem Schleifstift und Werkstück.

4.4 Mess- und Analysetechnik

Zur Charakterisierung der Bearbeitungsprozesse und zur Beurteilung der erzeugten Werkstückoberflächen wurden verschiedene Messtechniken eingesetzt. Diese sind im Folgenden unter Berücksichtigung der zu messenden Zielgrößen Prozesskraft, Oberflächentopographie, Prozesstemperatur und Eigenspannung zusammengefasst.

4.4.1 Prozesskraft

Für die Ermittlung der auftretenden Prozesskräfte wurde ein Piezo-Dynamometer vom Typ 9257B der Firma *Kistler GmbH* eingesetzt. Diese Kraftmessplattform ermöglicht die Messung von Kräften mit maximal 5 kN in X- und Y-Richtung sowie maximal 10 kN in Z-Richtung. Aufgrund ihrer kompakten Baugröße ($170 \times 100 \times 60 \text{ mm}^3$) lässt sie sich sehr gut auf dem Werkstücktisch des Bearbeitungszentrums applizieren. Die Eigenfrequenz des Dynamometers beträgt laut Herstellerangaben $f_n(x,y,z) = 3,5 \text{ kHz}$ und die Steifheit $c(x,y,z) > 1 \text{ kN}\mu\text{m}^{-1}$. Zur Verstärkung des Messsignals wurde ein Ladungsverstärker vom Typ 5070A der Firma *Kistler GmbH* verwendet.

4.4.2 Oberflächenanalyse

Die Analyse der erzeugten Oberflächenqualität geschah mit Hilfe optischer und taktiler Messgeräte (**Abbildung 4.7** und **Abbildung 4.8**). Zur Erfassung der Rauheitskenngrößen nach *DIN ISO 4287* und der Materialtraganteilskenngößen nach *DIN ISO 13565-2* wurde das stationäre Oberflächenmessgerät *MarSurf XR 20 MarWin* verwendet (**Abbildung 4.7a**) [DIN98, DIN10]. Für die Vermessung der Oberflächenkontur über längere Messstrecken wurde das stationäre Konturmessgerät *MarSurf XC 20 MarWin*

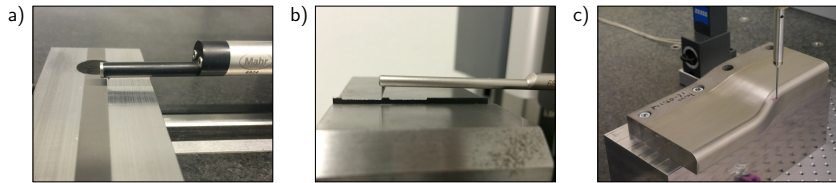


Abbildung 4.7: Übersicht über die eingesetzten taktilen Messmittel. a) Rauheitsmessgerät *MarSurf XR 20 MarWin*. b) Konturmessgerät *MarSurf XC 20 MarWin*. c) 3D-Koordinatenmessgerät *Zeiss Prismo Vast*.

eingesetzt (Abbildung 4.7b). Das Konturmessgerät unterscheidet sich dahingehend von dem Rauheitsmessgerät, dass eine größere Tasterspitze zum Einsatz kommt und längere Messstrecken von bis zu 200 mm erfasst werden können.

Die Form- und Maßhaltigkeit der untersuchten Bauteiloberflächen wurde mit Hilfe der 3D-Koordinatenmessmaschine *Zeiss Prismo Vast* bestimmt (Abbildung 4.7c). Das Messgerät wurde ebenfalls zur zerstörungsfreien Vermessung der Schichtdicke der komplex geformten Bauteile durch einen Vergleich der Messungen vor und nach dem Beschichtungsprozess verwendet.

Zur Untersuchung der Oberflächentopographien wurde das konfokale Weißlichtmikroskop *NanoFocus μ surf* eingesetzt (Abbildung 4.8a). Aufgrund des dreidimensionalen Messfeldes können Oberflächenfehler besser erkannt werden als bei der konventionellen zweidimensionalen taktilen Vermessung einzelner Profilmessstrecken. Somit wurde auch eine Bewertung beider Beschichtungsvarianten trotz der hohen Porosität der WSC-Fe-Schicht ermöglicht.

Unter Verwendung des Rasterelektronenmikroskops *Tescan MIRA3 XM* wurde die Analyse der eingesetzten Werkzeuge und gefertigten Oberflächen vor und nach den einzelnen Bearbeitungsschritten durchgeführt (Abbildung 4.8b). Die darin integrierte energiedispersive Röntgenspektroskopie (EDX) wurde für die Spektralanalyse zur Unterscheidung von Beschichtungs- und Substratmaterial bei den geschliffenen Werkstücken eingesetzt. Die Bestimmung der Wirkdurchmesser der konditionierten Schleifwerkzeuge geschah mit Hilfe des optischen Werkzeugeinstellgeräts *Zoller smarTcheck*, da das rotierende Schleifwerkzeug das in dem Bearbeitungszentrum integrierte taktile Messsystem beschädigt hätte (Abbildung 4.8c).

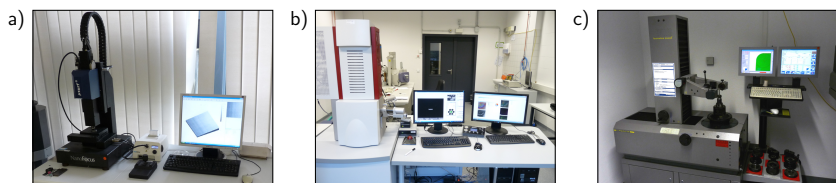


Abbildung 4.8: Übersicht über die eingesetzten optischen und rasterelektronischen Messmittel. a) Konfokales Weißlichtmikroskop *NanoFocus μ surf*. b) Rasterelektronenmikroskop *Tescan MIRA3 XM*. c) Werkzeugeinstellgerät *Zoller smarTcheck*.

4.4.3 Temperaturmessung

Für Messungen der Temperaturverteilung im Bauteil und unmittelbar unterhalb der Beschichtung während des Schleifprozesses werden Thermoelemente vom Typ *IKV025* der Firma *ThermoExpert GmbH* eingesetzt. Die Thermoelemente bestehen aus der Materialpaarung Nickel-Chrom/Nickel-Aluminium und sind für den Temperaturmessbereich -200°C bis 1.370°C kalibriert. Sie weisen laut Herstellerangaben aufgrund des geringen Durchmessers von 0,25 mm eine schnelle Reaktionszeit von 7 ms auf. Die Verwendung optischer Messtechnik zur Temperaturerfassung ist für diesen Einsatzfall nicht zielführend, da die Schleifprozesse unter Einsatz von Emulsion durchgeführt werden und dabei die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück für eine Thermographiekamera nicht sichtbar ist.

4.4.4 Eigenspannungsanalyse

Die durch die Bearbeitungsprozesse erzeugten Eigenspannungszustände in den Beschichtungen wurden unter Verwendung der Röntgendiffraktometrie erfasst. Die Messungen wurden am und vom *Lehrstuhl für Werkstofftechnologie (LWT) der TU Dortmund* mit Hilfe eines *Bruker D8 Advanced* durchgeführt. Die gewonnenen Erkenntnisse über den Zusammenhang zwischen den eingestellten Bearbeitungsparameterwerten und den eingebrachten Druckeigenspannungen wurden dazu genutzt, das Prozessverständnis hinsichtlich der Verschleißbeständigkeit der Schichten weiter zu verbessern.

4.5 Tribologische Untersuchungen

Anhand tribologischer Versuchsstände wurden die erzeugten Schichtoberflächen auf ihre Reib- und Verschleißigenschaften in Kombination mit unterschiedlichen Tribopartnern untersucht (**Abbildung 4.9**). Die Erfassung der Reibungskoeffizienten geschah zunächst im zweidimensionalen Streifenzugversuch (**Abbildung 4.9a**), der durch das *Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der TU Dortmund* durchgeführt wurde (**Kapitel 2.1.2**).

Die Verschleißbeständigkeit der erzeugten Oberflächen wurde mit Hilfe eines Pinon-Disk-Tribometers am *LWT* charakterisiert (**Abbildung 4.9b**). Zur Auswertung der Versuchsreihen wurde die durch den Verschleiß auftretende Reduktion des spezifischen Probengewichts ermittelt, sowie die erzeugten Spuren durch den abrasiven Verschleiß an der Oberfläche vermessen.

Die Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse aus den Reib- und Verschleißuntersuchungen auf einen realen Umformprozess geschah zunächst anhand tiefgezogener Napfbauteile die mit einer Schnellhubpresse durch das *IUL* hergestellt wurden (**Abbildung 4.9c**). Dabei wurden Näpfe aus hochfestem Stahlblech in großen Stückzahlen von bis zu 10.000 Teilen tiefgezogen und währenddessen der Verschleiß der nachbearbeiteten Matrizen sowie die Oberflächenqualität der gezogenen Bauteile bewertet. Abschließend erfolgte der Tiefziehprozess mit einem freigeformten Umformwerkzeug an einer hydraulischen Servopresse (**Abbildung 4.9d**).

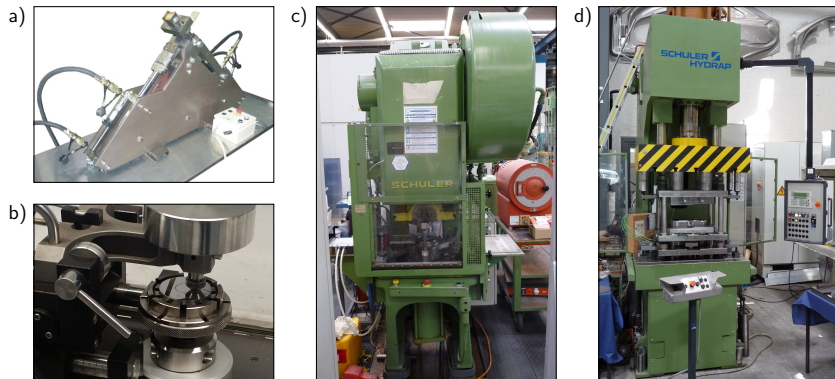


Abbildung 4.9: Versuchstechnik zur Untersuchung der tribologischen Eigenschaften. a) Streifenzugversuchsstand [Kol12]. b) Pin-on-Disk-Tribometer CSM Instruments CH-2000. c) Schnellhub-Exzenterpresse Schuler PDR 63/250 mit 630 kN Presskraft. d) Hydraulische 1.000 kN-Pressen der Fa. Schuler AG.

4.6 Statistische Versuchsplanung

Aufgrund der komplexen Wirkzusammenhänge zwischen der Vielzahl an Prozesseingangsgrößen und -zielgrößen von Zerspanprozessen besteht die Notwendigkeit einer systematischen Analyse, um den Einfluss einzelner Prozessgrößen zu identifizieren [SSA95]. Die statistische Versuchsplanung stellt dafür geeignete Methoden zur Verfügung, um einen möglichst optimalen Kompromiss aus einer geringen Anzahl an Versuchsdurchläufen und einem maximalen Informationsgewinn zu erlangen. Darauf aufbauend wird mit Hilfe sogenannter Ersatz- oder Regressionsmodelle der Zusammenhang zwischen Eingangs- und Zielgrößen abgebildet [Mon97].

Zu Beginn der empirischen Untersuchungen wurden mit Hilfe von Screening-Versuchsplänen die potentiellen Einflussfaktoren innerhalb der minimalen und maximalen Parameterwertegrenzen ermittelt und hinsichtlich ihres Einflusses auf die verschiedenen Zielgrößen bewertet. Daraufhin erfolgte die Erstellung individueller Versuchspläne unter Berücksichtigung der relevanten Einflussgrößen [Kle04]. Da die klassische *one-factor-at-a-time*-Herangehensweise, bei der jeweils nur ein Prozessparameter variiert wird, keine Aussage über die Interaktionen zwischen mehreren Eingangsgrößen erlaubt, wurde sie bei der Versuchsplanung im Rahmen dieser Arbeit nicht verwendet. Um den Anforderungen gerecht zu werden, wurden die relevanten Prozessgrößen in speziellen Versuchsplänen gemeinsam berücksichtigt. Da jedoch mit jeder weiteren Eingangsgröße der Versuchsumfang erheblich ansteigt, bestand die Möglichkeit, systematisch die Anzahl an Versuchspunkten in Abhängigkeit der Einflussfaktoren zu reduzieren, ohne die resultierende Vorhersagegenauigkeit zu verschlechtern [SBH10]. Zur Bestimmung der Versuchspunkte wurden im Rahmen dieser Arbeit überwiegend Versuchspläne nach dem *Latin Hypercube Design (LHD)* verwendet, die durch eine gleichmäßige Verteilung der Versuchspunkte über den gesamten Parameterraum gekennzeichnet sind [MBC79]. Neben den beiden Prozessgrößen

konnten somit beispielsweise vier Werkzeug-Werkstück-Kombinationen berücksichtigt werden, ohne redundante Parameterkombinationen zu verwenden (**Abbildung 4.10a**).

Die auf den Versuchsdaten basierenden statistischen Ersatzmodelle wurden im Rahmen dieser Arbeit mit der Software *MatLab* unter Verwendung der *DACE-Toolbox* erzeugt [LNS02, Wag13] (**Abbildung 4.10b**). In den Diagrammen sind die Modellvorhersagen der Zielgrößen farblich kodiert und das 95 %-Konfidenzintervall der Vorhersage als Gitterflächen dargestellt. Ebenfalls werden die jeweiligen Messpunkte, die als Grundlage für das Modell dienen, als schwarze Punkte in den Diagrammen gekennzeichnet, wobei zusätzlich die Größe der Markierungspunkte den Abstand zu dem in der Visualisierung gewählten Schnitt durch den Parameterraum bei mehr als zwei Eingangsgrößen darstellen kann. Die Vorhersagegenauigkeit der generierten Regressionsmodelle wurde durch das Bestimmtheitsmaß R^2 unter Verwendung einer Kreuzvalidierung quantifiziert und bestimmt somit die Validität des DACE-Modells. Im idealen Fall nimmt dieser Faktor den Wert 1 an, wenn das Modell an jeder Stützstelle mit den Messwerten übereinstimmt [Mon97, Wag13].

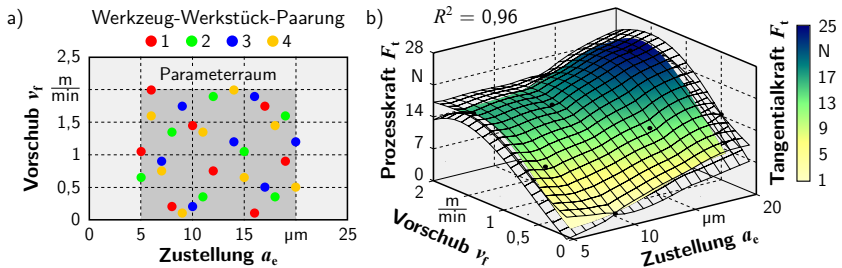


Abbildung 4.10: Exemplarisches Beispiel für die Versuchsplanerstellung und Darstellung von Ersatzmodellen. a) Raumfüllender Versuchsplan nach dem Latin-Hypercube-Design. b) Auf dem LHD-Versuchsplan basierendes DACE-Modell.

4.7 Geometrisch-physikalische Schleifsimulation

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Prozesssimulation verschneidet in äquidistanten Zeitschritten ein Werkzeugmodell entlang der vorgegebenen NC-Bahn mit einem Werkstückmodell und ermöglicht somit die Berechnung des zerspanten Materials über die Zeit sowie die resultierende Werkstückoberflächengestalt (**Abbildung 4.11**) [Sur06]. Für die Modellierung der Werkstücke werden die Oberflächeninformationen in so genannten Dixeln gespeichert, die die Länge zwischen Bauteilober- und -unterseite abbilden. Zur Nachbildung der makroskopischen Werkzeuggestalt werden in diesem Simulationssystem geometrische Grundkörper mit Hilfe von CSG-Techniken (Constructive Solid Geometry) kombiniert oder verschnitten, so dass nahezu beliebige Grundkörper modelliert werden können. Die Summe der zu jedem Zeitschritt geschnittenen Längen der Dixel multipliziert mit der repräsentierenden Querschnittsfläche eines Dixels entspricht dabei dem zerspanten Volumen pro Zeiteinheit.

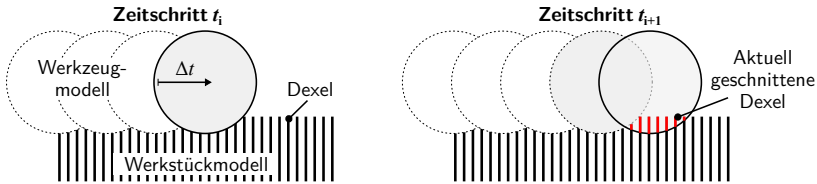


Abbildung 4.11: Grundlegende Funktionsweise der verwendeten Prozesssimulation am Beispiel eines zylindrischen Werkzeugs und eines Dixel-Board-Werkstückmodells nach [Sur06].

Für die repräsentative Darstellung der Werkstückoberflächen wurde eine stochastische Verteilung von Punkten auf der Oberfläche gewählt. Dabei wurde jedem Punkt ein Dixel orthogonal zur Oberfläche zugeordnet. Die sogenannte Poisson-Verteilung, bei der alle Punkte einen in etwa gleichen Abstand innerhalb definierter Toleranzen auf der Oberfläche zueinander aufweisen, ermöglicht eine verbesserte Abbildung gekrümmter Oberflächen gegenüber äquidistant angeordneter Dixel, wie der Vergleich in **Abbildung 4.12** zeigt [SRKB14]. Insbesondere an steilen Flanken, wie sie bei Tiefziehwerkzeugen häufig vorkommen, weist die Poisson-Verteilung signifikante Vorteile auf, da einem geschnittenen Punkt direkt ein zerspanntes Volumenelement zugewiesen werden kann, welches durch die vorgegebene Verteilung definiert ist. Die Grenzen der Poisson-verteilten Oberflächendarstellung werden erreicht, wenn eine Änderung der makroskopischen Werkstückgestalt erzielt wird, die dazu führt, dass der Abstand der Punkte zueinander nicht mehr innerhalb der vorgegebenen Toleranzen liegt. In diesem Falle muss eine Neuverteilung der Punkte durchgeführt werden. Da jedoch beim Schleifen von einer sehr geringen makroskopischen Veränderung der Oberflächengestalt ausgegangen werden kann, stellt die Poisson-Verteilung eine effiziente Verbesserung dar [SRKB14].

Zur simulativen Vorhersage der Oberflächenbeschaffenheit wurde das verwendete Simulationssystem dahingehend erweitert, dass die Topographie der Schleifwerkzeuge unter Berücksichtigung einzelner Schleifkörner nachgebildet werden kann [Fel12]. Die Schleifkörner können ebenfalls mit Hilfe der CSG-Technik modelliert werden, da die geometrisch ideale Form der Diamanten durch die Verschneidung eines Hexaeders mit einem Oktaeder nachgebildet werden kann (**Abbildung 4.13**) [ROK⁺12, SRKB14]. Für die Nachbildung von CBN-Schleifkörnern kann das Kornmodell zusätzlich mit

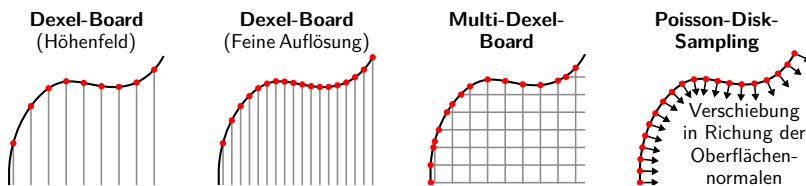


Abbildung 4.12: Vergleich unterschiedlicher Werkstückmodelle zur Abbildung einer gekrümmten Oberfläche.

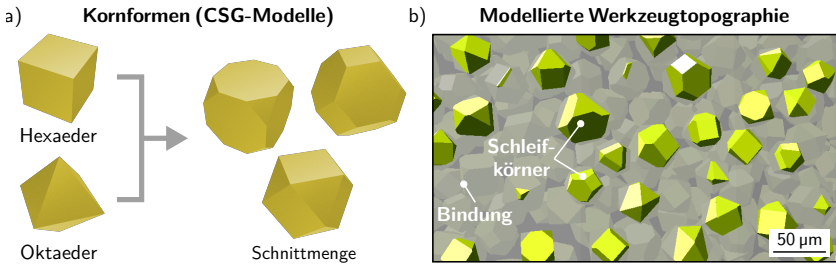


Abbildung 4.13: a) Modellierung von Diamant-Körnern mit Hilfe der CSG-Technik. b) Modellierter Werkzeugtopographie mit einzelnen Körnern [RSKB14].

einem Tetraeder verschnitten werden [HMS⁺15]. Zur Modellierung eines gesamten Schleifwerkzeugs werden die Schleifkörner auf Grundlage normgerechter Größen- und Formverteilung sowie der werkzeugspezifischen Kornkonzentration in einem definierten Bindungsbereich auf dem Durchmesser verteilt. Bisherige Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Verteilung der Körner innerhalb der modellierten Bindungsdicke, die der doppelten Korngröße entspricht, hinreichend genaue Ergebnisse liefert [SRKB14]. Aufgrund der hohen benötigten Rechenleistung und dem deutlich feiner aufgelösten Oberflächenmodell sollte die Anzahl der Körner auf ein Minimum reduziert werden.

Die Berechnung der Prozesskräfte kann sowohl auf Grundlage der makroskopischen Modellierung des Schleifwerkzeugs als auch unter Berücksichtigung der einzelnen Schleifkörner erfolgen. Für die Prozesskraftberechnung auf makroskopischer Ebene wird das simulierte Zeitspanvolumen mit einem empirisch ermittelten Faktor multipliziert. Diese Art der Kraftberechnung liefert eine erste Näherung der realen Prozesskraft und kann vergleichsweise schnell durchgeführt werden. Zur detaillierteren Berechnung der Kräfte auf Grundlage der einzelnen modellierten Schleifkörner wird für jedes Korn eine ideale Verschneidung mit dem im Eingriff befindlichen Werkstückmodell pro Zeitschritt durchgeführt (Abbildung 4.14). Dabei erfolgt eine Unterteilung des Kornes in eine beliebige Anzahl an Schneiden mit definierter Breite b orthogonal zur Schnittrichtung. Für alle geschnittenen Dixel bzw. Oberflächenpunkte in einem Abschnitt wird der Abstand d zwischen der minimalen h^{II} und maximalen geschnittenen Höhe h^I ermittelt und in Richtung der Oberflächennormalen \mathbf{n} der Schneidkante projiziert (d'). Auf

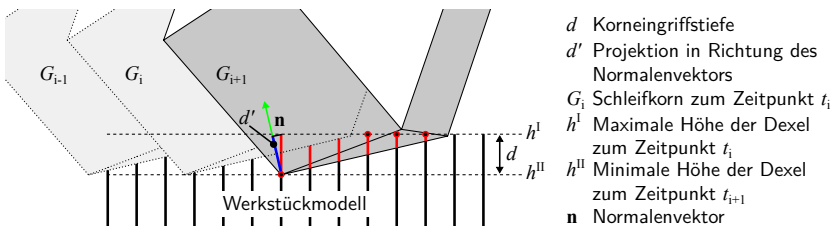


Abbildung 4.14: Kraftmodell auf Basis einzelner Schleifkörner [ROK⁺12].

Grundlage dessen wird in Kombination mit den empirisch ermittelten Kraftparametern $k_{c/n,\text{sim}}$ und $m_{c/n,\text{sim}}$ die wirkende Prozesskraft für die Schneidenbreite b auf Basis der Formel für die Zerspankraftberechnung mit geometrisch bestimmter Schneide nach *Kienzle* bestimmt [KV52, ROK⁺12]:

$$\mathbf{f} = -\mathbf{n} \cdot k_{c/n,\text{sim}} \cdot b \cdot d_0 \left(\frac{d'}{d_0} \right)^{1-m_{c/n,\text{sim}}}, \quad (4.1)$$

wobei $d_0 = 1 \text{ mm}$ ist und die Kraftparameter k und m für die Normal- und Tangentialkraftkomponente unterschiedliche Werte aufweisen können. Anschließend erfolgt die Summierung der einzelnen Kräfte pro Schneidenabschnitte des Korns sowie die Summierung der Kräfte aller im Eingriff befindlichen Körner.

5 Abrichten von Schleifstiften

In vorangegangenen Untersuchungen konnte identifiziert werden, dass sich moderne Diamant- und CBN-Schleifscheiben sehr gut mit keramisch gebundenem Siliziumkarbid (SiC) durch ein Zurücksetzen der Bindung abrichten lassen [RB12]. Zwar wird für das Abrichten von keramisch gebundenen Werkzeugen oftmals der Einsatz von Einkorndiamanten oder mit Diamanten besetzte Formrollen empfohlen, da die Bindung sehr spröde ist und die Schleifkörner schnell herausbrechen. Diese Werkzeuge verschleßen jedoch beim Abrichten von kunstharzgebundenen Schleifwerkzeugen unverhältnismäßig schnell, so dass die Verwendung von Diamanten als Abrichtwerkzeug in dieser Arbeit nicht vorgesehen ist [Lin07].

Für das Konditionieren der untersuchten Schleifwerkzeuge wird die CNC-gesteuerte Abrichtmaschine *Geiger AP-800 Fusion* unter Verwendung von zylindrischen SiC-Schleifscheiben eingesetzt. Zur Minimierung des Rundlauffehlers der Abrichtscheiben werden diese vor jeder Versuchsreihe mit Hilfe eines diamantbestückten Abrichtaggregats konditioniert. Dabei oszilliert die SiC-Scheibe mit kleinen Zustellungen von $2\mu\text{m}$ pro Überlauf über den starren Abrichter, währenddessen das von der Abrichtmaschine ausgegebene AE-Signal der Abrichtscheibe zur Prozessüberwachung genutzt wird (**Abbildung 5.1a**). Sobald das AE-Signal konstante Werte annimmt, wird die makroskopische Form der SiC-Scheibe als ideal rund angenommen.

Anschließend erfolgt der Abrichtprozess der eigentlichen Schleifwerkzeuge, der durch die Prozesskenngrößen Überdeckungsgrad U_d , Geschwindigkeitsverhältnis q_d und radiale Abrichtzustellung a_{ed} pro Überlauf bestimmt wird (**Abbildung 5.1b**). Aufgrund der geringen Durchmesser der Schleifwerkzeuge von 10 mm bis 15 mm wird die maximale Werkstückdrehzahl der Maschine $n_{s,\text{max}} = 1.000\text{ min}^{-1}$ eingestellt, um die Dauer der Abrichtzyklen zu minimieren und die axiale Vorschubgeschwindigkeit der Abrichtscheibe

$$v_{\text{fad}} = \frac{n_s \cdot b_d}{U_d} \quad (5.1)$$

zu maximieren.

Zur Analyse des Einflusses der Abrichtparameter auf das Prozessergebnis werden WC-Co-beschichtete Flachproben im Vollnuthschnitt mit keramisch gebundenen und



Abbildung 5.1: Vorgehensweise beim Abrichten der Schleifwerkzeuge. a) Reduktion des Rundlauffehlers der Siliziumkarbid-Scheibe mit Hilfe eines Abrichtaggregats. b) Schleifwerkzeug im Eingriff mit der Abrichtscheibe. c) Versuchsaufbau zur Analyse der abgerichteten Schleifwerkzeuge.

kunstharzgebundenen Diamantwerkzeugen basierend auf den Ergebnissen der Voruntersuchungen (**Kapitel 6.1**) geschliffen und die erzeugte Oberflächenrauheit sowie die Prozesskräfte ausgewertet (Abbildung 5.1c). Für den Schleifprozess wird eine konstante Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 10 \text{ m s}^{-1}$ und eine Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 500 \text{ mm min}^{-1}$ eingestellt. Die Zustellung beträgt $a_e = 10 \mu\text{m}$ pro Überlauf bei einer Gesamtzustellung von $a_{e,\text{ges}} = 50 \mu\text{m}$. Die WC-Co-Beschichtung stellt aufgrund ihrer hohen Härte besondere Ansprüche an die konditionierte Werkzeugtopographie und ermöglicht aufgrund des niedrigen Porenanteils eine reproduzierbare Auswertung der erzielten Oberflächenqualität in Abhängigkeit der eingestellten Prozessparameterwerte.

Der Wahl des Geschwindigkeitskoeffizienten q_d , der das Verhältnis der Umfangsgeschwindigkeiten der Abrichtscheibe v_d und der Schleifscheibe v_s beschreibt, kommt aufgrund des großen Durchmesserunterschieds zwischen der Abrichtscheibe (140 mm bis 250 mm) und des Schleifwerkzeugs (10 mm bis 15 mm) eine besondere Bedeutung zu. Unter der Annahme, dass die Drehzahl des Schleifwerkzeugs $n = 0$ ist und die Relativbewegung ausschließlich von der Abrichtscheibe durchgeführt wird, kann die Bahn eines SiC-Schleifkorns als Epizykloide nach [Lin07] wie folgt beschrieben werden:

$$x = (d_d + d_s) \cdot \cos(t) - d_d \cdot \cos\left(\left(1 + \frac{d_d}{d_s} \cdot q_d\right) \cdot \alpha\right) \quad (5.2)$$

$$y = (d_d + d_s) \cdot \sin(t) - d_d \cdot \sin\left(\left(1 + \frac{d_d}{d_s} \cdot q_d\right) \cdot \alpha\right). \quad (5.3)$$

Dabei ist

d_d der Durchmesser der sich außen bewegenden Abrichtscheibe,

d_s der Durchmesser des Schleifwerkzeugs,

α der Polarwinkel des Punktes, an dem sich die beiden Kreise berühren,

q_d der Geschwindigkeitskoeffizient zwischen Abricht- und Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit sowie

x und y die Koordinaten des Punktes auf der Epizykloide.

Zur Visualisierung dieser Funktion sind beispielhaft vier Bahnen eines Abrichtschleifkorns mit unterschiedlichen Geschwindigkeitskoeffizienten in **Abbildung 5.2** dargestellt. Die Wahl der jeweiligen Kombinationen entspricht den Parameterwertegrenzen der Screening-Versuchsreihen. Für große Geschwindigkeitsunterschiede am Beispiel von $q_d = \pm 20$ weisen die Epizykloiden ähnliche Verläufe auf. Bei kleinen Geschwindigkeitskoeffizienten $q_d = \pm 0,85$ treten jedoch deutliche Unterschiede der Eingriffsbahnen auf, die auch in der Visualisierung erkennbar sind.

Die Korneingriffslänge ist für kleine positive Werte deutlich kürzer, da der Winkel mit dem das Korn mit der Oberfläche des Schleifwerkzeugs in Kontakt gelangt, steiler ist. Um diesen Effekt für den gesamten Parameterwertebereich des Geschwindigkeitskoeffizienten bewerten zu können, ist in **Abbildung 5.3** der Eingriffswinkel in Abhängigkeit des Geschwindigkeitskoeffizienten aufgetragen. Die Länge des Eingriffsbogens der Epizykloidenbahn eines SiC-Schleifkorns wird bei kleinen negativen Koeffizienten sehr groß, wohingegen sie bei Werten, die betragsmäßig größer als 10 sind, annähernd

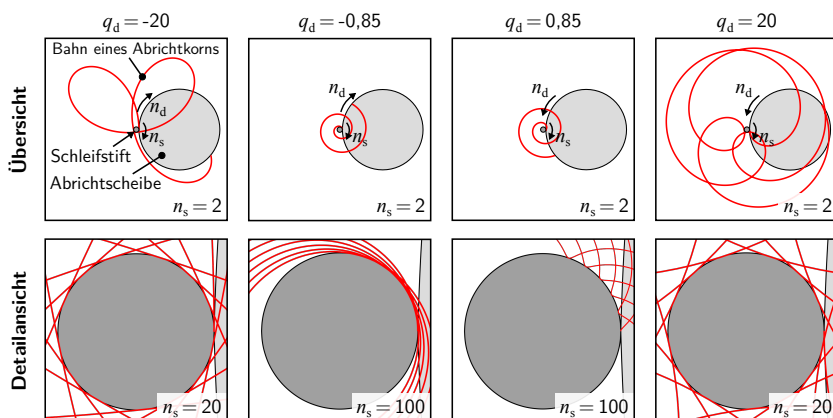
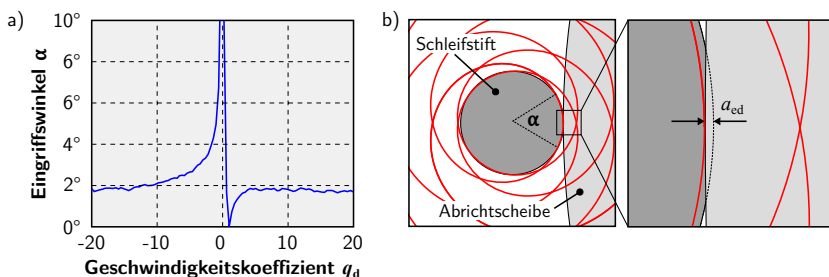


Abbildung 5.2: Einfluss des Geschwindigkeitskoeffizienten q_d und der Anzahl der Umdrehungen des Schleifwerkzeugs n_s auf die Eingriffs kinematik beim Abrichten der Schleifstifte nach [Koe13, Lin07].

konstant verläuft. Für den Fall, dass q_d den Wert 0 annimmt, steht die SiC-Scheibe still und das Korn ist permanent im Eingriff. Wenn die Umfangsgeschwindigkeiten der beiden Scheiben gleich sind ($q_d = 1$), wird der Prozess als *Crushieren* bezeichnet, wobei die beiden Schleifscheiben aufeinander abrollen und hohe Normalkräfte auftreten, die die Bindung der Schleifscheibe aufbrechen [Hes02].



Prozessgrößen

Radius der Abrichtscheibe d_d : 115 mm
 Radius des Schleifwerkzeugs d_s : 7,5 mm
 Geschwindigkeitskoeffizient q_d : -0,5

Abrichtzustellung a_{ed} : 2 μ m
 Zykloidenbahnen
 der Abrichtscheibe n : 100

Abbildung 5.3: a) Verlauf des berechneten Eingriffswinkels zwischen einem Korn der Abrichtscheibe und der Schleifstifte für die dargestellten Prozessparameter. b) Skizze der Eingriffsbahnen und des entsprechenden Eingriffswinkels für eine überhöhte Abrichtzustellung nach [Koe13].

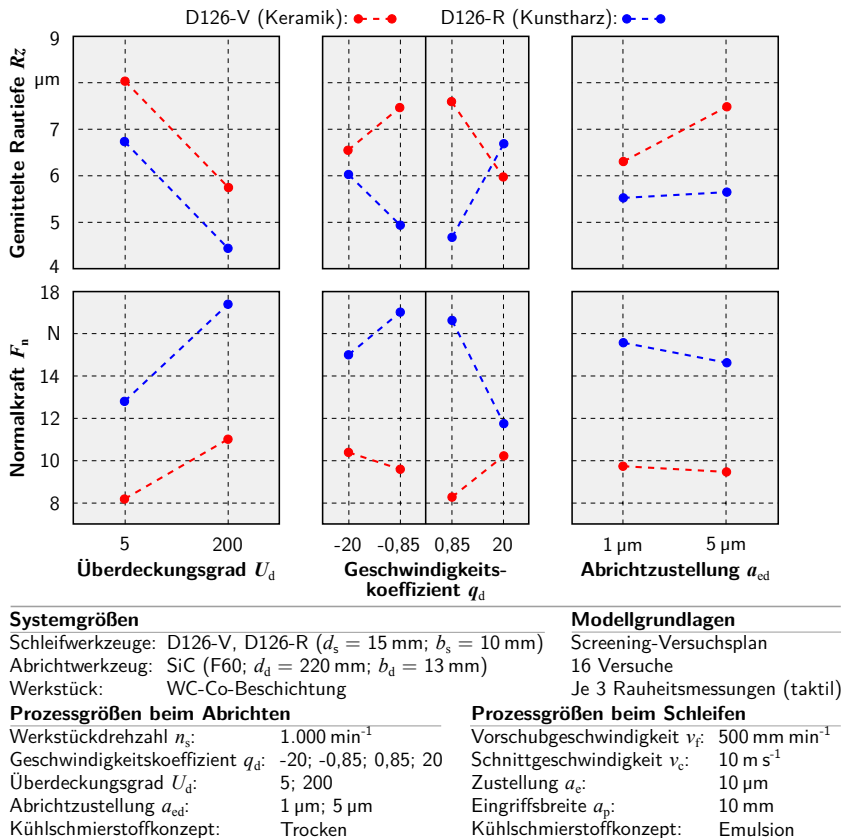
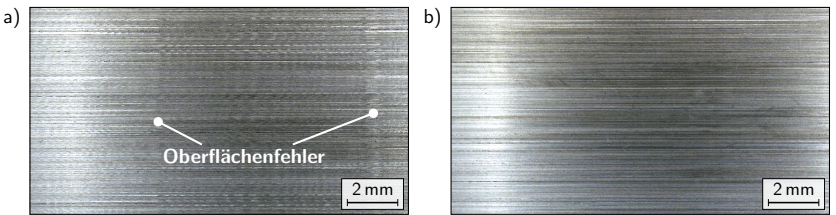


Abbildung 5.4: Haupteinflussfaktoren der Prozessparameter beim Abrichten keramisch gebundener und kunstharzgebundener Schleifwerkzeuge auf die erzielte Rauheit und die Normalkraft beim Schleifen von WC-Co-Beschichtungen.

Laufrichtungen so gewählt, dass die Beträge des minimalen Wertes zwischen null und eins und des maximalen Wertes deutlich über eins liegen. Hinsichtlich der Normalkräfte weisen die positiven Geschwindigkeitsverhältnisse niedrigere Werte auf, da die Schleifscheibentopographie aufgrund der steilen Eingriffs kinematik der SiC-Schleifkörner etwas rauer ist. Generell weist das Verhältnis bei beiden Werkzeugen jedoch unterschiedliche Zusammenhänge auf. Bei dem keramisch gebundenen Schleifwerkzeug steigen die Kräfte proportional zum Betrag des Quotienten leicht an. Für die Kunstharzbindung kann ein gegenläufiger Trend beobachtet werden, bei dem deutlich verringerte Normalkräfte bei betragsmäßig höheren Werten auftreten. Die Messwerte der gemittelten Rautiefe weisen einen umgekehrt proportionalen Zusammenhang zu dem Geschwindigkeitsverhältnis auf.

Die Abrichtzustellung a_{ed} pro Überlauf weist nur einen geringen Einfluss hinsichtlich der Normalkräfte auf. Bei höheren Zustellungen wird die Topographie der Schleifwerkzeuge etwas rauer, wodurch die Prozesskräfte reduziert werden und im Hinblick auf die erzielten Rauheiten ein gegenläufiges Verhalten aufweist. Die gemittelte Rauheit steigt bei dem keramisch gebundenen Werkzeug mit der Abrichtzustellung deutlich an, wohingegen das kunstharzgebundene Werkzeug nahezu keine Änderung aufweist. Beim Abrichten des kunstharzgebundenen Werkzeugs traten bei den Versuchsreihen mit hohen Zerspanvolumina während des Abrichtens deutliche Schwingungen im AE-Signal auf (Versuchsnummern 11 und 15 aus Tabelle 5.1 mit $U_d = 5$ und $a_{ed} = 5\mu\text{m}$). Dieser Effekt wurde zum einen durch den relativ hohen Zustellbetrag, den niedrigen Überdeckungsgrad und die hohe Umfangsgeschwindigkeit der Abrichtscheibe sowie zum anderen durch den zähen Bindungswerkstoff und die geringere Steifigkeit des Stahlschaftes des Werkzeugs begünstigt. Die resultierende unrunde Form kann aufgrund der Messgenauigkeit des Werkzeugeinstellgerätes zwar nicht erfasst werden, bildet sich jedoch in Form von Oberflächenfehlern auf der geschliffenen Probe ab. In **Abbildung 5.5** sind beispielhaft zwei Fotos von geschliffenen Werkstücken mit und ohne optisch erkennbare Fehler dargestellt.

Die Auswertung der Screening-Versuche zeigt, dass die variierten Prozessgrößen Überdeckungsgrad, Geschwindigkeitskoeffizient und Abrichtzustellung für das Ergebnis des Schleifprozesses von zentraler Bedeutung sind, wobei die Abrichtzustellung den geringsten Einfluss aufzeigt. Um den Einfluss der Prozessgrößen innerhalb der Grenzen der Parameterwerte aufzeigen zu können, wurden weitere Grundlagenuntersuchungen durchgeführt, die im folgenden Abschnitt dargestellt werden.



Prozessgrößen beim Abrichten		Prozessgrößen beim Schleifen	
Werkstückdrehzahl n_d :	1.000 min ⁻¹	Vorschubgeschwindigkeit v_f :	500 mm min ⁻¹
Geschwindigkeitskoeffizient q_d :	-20	Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s ⁻¹
Überdeckungsgrad U_d :	5 (a) 200 (b)	Zustellung a_e :	10 μm
Abrichtzustellung a_{ed} :	5 μm (a) 1 μm (b)	Eingriffsbreite a_p :	10 mm
Kühlschmierstoffkonzept:	Trocken	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

Abbildung 5.5: Fotos von geschliffenen Werkstücken mit a) optisch erkennbaren Oberflächenfehlern und b) ohne erkennbare Fehler.

5.2 Einfluss der Abrichtparameter auf den Schleifprozess

Zur detaillierten Analyse der Einflussfaktoren wurden für beide Bindungswerkstoffe 14 weitere Versuche auf Basis eines LHD-Versuchsplans durchgeführt, so dass für

Tabelle 5.2: LHD-Versuchsplan zur Analyse des Abrichtprozesses von keramisch gebundenen und kunstharzgebundenen Schleifwerkzeugen in Erweiterung zu dem Screening-Versuchsplan aus Tabelle 5.1.

Nr.	U_d	q_d	a_{ed}	Nr.	U_d	q_d	a_{ed}	Nr.	U_d	q_d	a_{ed}
17	95	15,2	4 μm	22	50	17,95	3 μm	27	65	5,6	4 μm
18	165	-2,9	4 μm	23	180	12,5	3 μm	28	80	-7	2 μm
19	195	-9,75	2 μm	24	10	8,35	2 μm	29	25	-16,6	3 μm
20	140	-11,1	4 μm	25	150	-19,35	3 μm	30	125	1,5	2 μm
21	110	13,85	2 μm	26	40	-4,25	4 μm				
Überdeckungsgrad U_d , Geschwindigkeitskoeffizient q_d , Abrichtzustellung a_{ed}											

die Auswertung ein Versuchsumfang von insgesamt 30 Experimenten pro Werkzeug zugrunde lag. Die in **Tabelle 5.2** dargestellten Prozessparameterwerte wurden in Anlehnung an die Grenzen der Screening-Versuche festgelegt.

Auf Basis der erfassten Messdaten wurden entsprechende DACE-Modelle erstellt. Einige ausgewählte DACE-Modelle, die den Zusammenhang zwischen den Abrichtparametern und den Prozessnormalkräften beim Schleifen sowie den gemittelten Rautiefen der dabei erzeugten Topographie mit dem kunstharzgebundenen Schleifwerkzeug aufzeigen, sind in **Abbildung 5.6** und **Abbildung 5.7** dargestellt.

Aufgrund der Polstelle des Eingriffswinkels bei einem Geschwindigkeitskoeffizienten von 0 (**Abbildung 5.3**) werden die positiven und negativen Wertebereiche von q_d getrennt voneinander betrachtet, wobei das Bestimmtheitsmaß der Prozesskräfte in beiden Bereichen annähernd gleich ist ($R^2 = 0,86$ und $0,87$). Bei konstanter Abrichtzustellung steigt die Prozesskraft mit dem Überdeckungsgrad kontinuierlich an, da sehr viele SiC-Körner im Eingriff sind und viele Profilspitzen der Schleifscheibe eingeebnet werden. Dies hat zur Folge, dass beim Schleifprozess mehr Körner im Eingriff sind, als bei einer rauen Topographie des Schleifwerkzeugs. Im Falle niedriger Überdeckungsgrade und hoher positiver Geschwindigkeitskoeffizienten liegt bei der Normalkraft ein lokales Minimum vor, wohingegen bei sehr kleinen Koeffizienten der Kraftverlauf annähernd konstant verläuft. Der Anstieg der Normalkraft mit dem Überdeckungsgrad verläuft bei entgegengesetzten Schnittgeschwindigkeiten der Werkzeuge deutlich steiler, wobei eine Erhöhung um fast 80 % von 12 N auf 22 N erfolgt. Hierbei weist das Modell bei einem mittleren Koeffizienten von -10 etwas geringere Werte auf.

Aufgrund der niedrigeren Prozesskräfte bei positivem Geschwindigkeitskoeffizienten sind in **Abbildung 5.6b** zwei Modelle für die obere und untere Grenze des Wertebereichs dargestellt. Es ist zu erkennen, dass eine Variation der Abrichtzustellung die auftretende Normalkraft nicht signifikant beeinflusst. Lediglich bei der Kombination aus einem kleinen Überdeckungsgrad und einer hohen Abrichtzustellung steigt die Kraft von 15 N auf 20 N an. Bei einem großen Geschwindigkeitskoeffizienten ist ein Anstieg der Kraft nur mit dem Überdeckungsgrad von 10 N auf 15 N zu verzeichnen.

Ein ähnliches Verhalten in Bezug auf die Abrichtzustellung ist bei konstantem Überdeckungsgrad zu beobachten (**Abbildung 5.6c**). Bei einem niedrigen Wert von $U_d = 5$ steigt die Kraft leicht mit der Abrichtzustellung an. Jedoch ist ein deutlicherer Einfluss des Geschwindigkeitskoeffizienten erkennbar, der dazu führt, dass die Kraft geringer wird. Dieser Effekt nimmt jedoch mit steigendem Koeffizienten ab, so dass ab

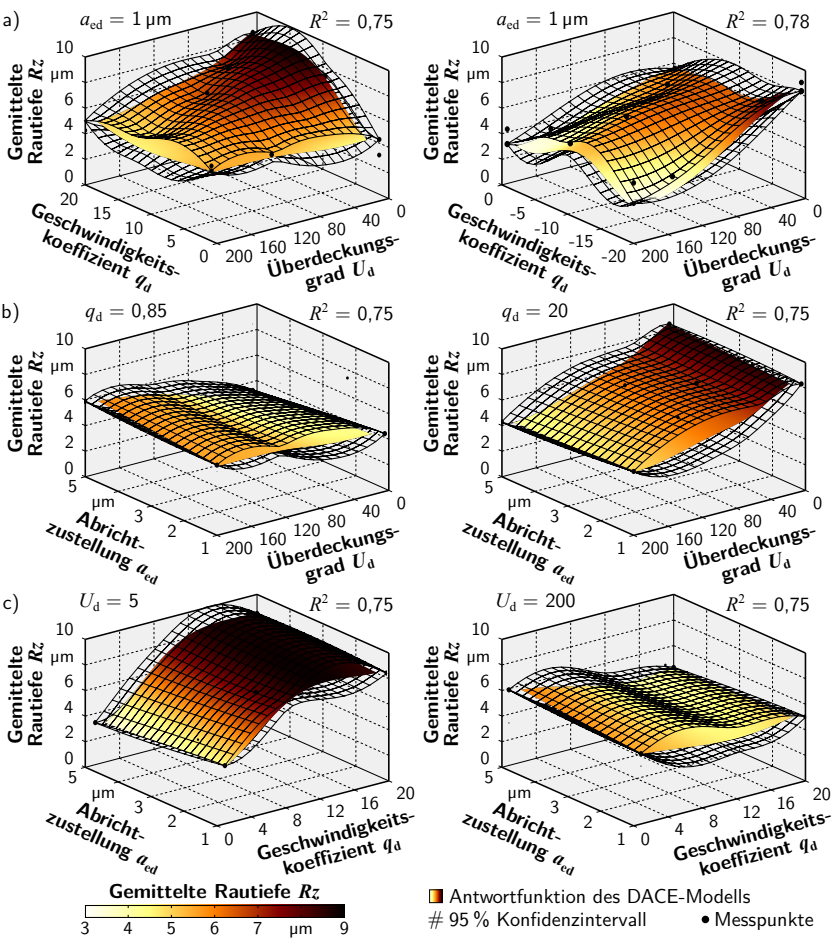
$q_d = 12$ nur noch eine geringe Abnahme der Kraft zu verzeichnen ist. Die Variation der Abrichtzustellung bei hohen Überdeckungsgraden kann ebenfalls vernachlässigt werden, da keine Änderungen in Bezug auf die Prozesskraft auftreten.

Aufgrund des gegenläufigen Trends der gemittelten Rautiefe bezüglich des Überdeckungsgrads im Vergleich zu dem der Prozesskräfte sind in Abbildung 5.7a und Abbildung 5.7b die Rauheiten zur verbesserten Visualisierung von $U_d = 200$ nach $U_d = 0$ aufgetragen. Das DACE-Modell in Abbildung 5.7a zeigt, dass bei konstanter Abrichtzustellung die Rautiefe der erzeugten Oberfläche bei $R_z \approx 5 \mu\text{m}$ liegt, wenn der Überdeckungsgrad $U_d = 200$ oder der Geschwindigkeitskoeffizient $q_d = 0,85$ beträgt. Eine Verringerung der Überdeckung in Kombination mit einem hohen Geschwindigkeitsverhältnis hat zur Folge, dass die gemittelte Rautiefe um etwa 80 % auf $R_z \approx 9 \mu\text{m}$ ansteigt. Bei negativem Geschwindigkeitskoeffizienten nimmt die Rautiefe kontinuierlich mit steigendem Überdeckungsgrad ab, bis sie für $q_d = -0,85$ und -20 im Rahmen dieser Versuchsreihen ihr absolutes Minimum bei $R_z \approx 3 \mu\text{m}$ erreicht. Die Rauheiten im Bereich von $q_d = -10$ nehmen annähernd konstante Werte an. Wie auch bei den positiven Koeffizienten erreicht das Modell innerhalb des durchgeführten Parameterwertebereichs bei dem maximalen Betrag von $q_d = -20$ und $U_d = 0$ das globale Maximum von $R_z \approx 9 \mu\text{m}$.

Den prognostizierten Prozesszusammenhängen in Abbildung 5.7b kann entnommen werden, dass der Einfluss der Abrichtzustellung auf die erzielte Oberflächenrauheit innerhalb der untersuchten Grenzen der Parameterwerte bei konstanten Geschwindigkeitskoeffizienten vernachlässigbar gering ist. Dies ist dadurch zu erklären, dass der Einfluss der Abrichtzustellung im Vergleich zum Überdeckungsgrad auf das Zeitspanvolumen beim Abrichten vernachlässigbar gering ist. Der Verlauf für einen ansteigenden Überdeckungsgrad weist jedoch unterschiedliche Tendenzen für kleine und große Geschwindigkeitskoeffizienten auf. Für geringe Geschwindigkeitskoeffizienten q_d verschlechtert sich die Rauheit der Oberfläche von $R_z \approx 3 \mu\text{m}$ auf $R_z \approx 5 \mu\text{m}$, wobei die Rauheit für $q_d = 20$ von $R_z \approx 9 \mu\text{m}$ auf $R_z \approx 4 \mu\text{m}$ bei Erhöhung des Überdeckungsgrads reduziert wird.

Ein niedriger Überdeckungsgrad von $U_d = 5$ führt dazu, dass bei Geschwindigkeitskoeffizienten $q_d > 10$ die schlechtesten Oberflächenqualitäten erzeugt werden (Abbildung 5.7c). Durch die Anpassung des Geschwindigkeitsverhältnisses in Richtung $q_d = 0,85$ kann eine signifikante Verbesserung der Oberflächentopographie mit einer gemittelten Rautiefe von $R_z \approx 3 \mu\text{m}$ erzeugt werden. Ebenso wie bei konstantem q_d kann bei den Regressionsmodellen für konstante Parameterwerte von U_d kein signifikanter Einfluss der Abrichtzustellung nachgewiesen werden. Bei maximalem Überdeckungsgrad wird eine gemittelte Rautiefe im Bereich von $4 \mu\text{m}$ bis $6 \mu\text{m}$ erzeugt. Im Gegensatz zu dem geringen Überdeckungsgrad führen die Geschwindigkeitskoeffizienten $q_d > 10$ zu den glattesten Oberflächentopographien.

Die Untersuchungen zeigen keinen signifikanten Einfluss der Abrichtzustellung auf das Schleifergebnis nach dem Abrichtprozess für die kunstharzgebundenen Werkzeuge. Sofern die Abrichtmaschine steif genug ist, kann der Abrichtprozess durch hohe Zustellungen, respektive Zeitspanvolumina, innerhalb der beschriebenen Prozessgrenzen deutlich beschleunigt werden. Bei der Wahl des Überdeckungsgrades und des Geschwindigkeitskoeffizienten ist zu unterscheiden, ob eine raue Schleifscheibentopographie zum Schruppen oder eine glatte Topographie für Schlichtoperationen benötigt

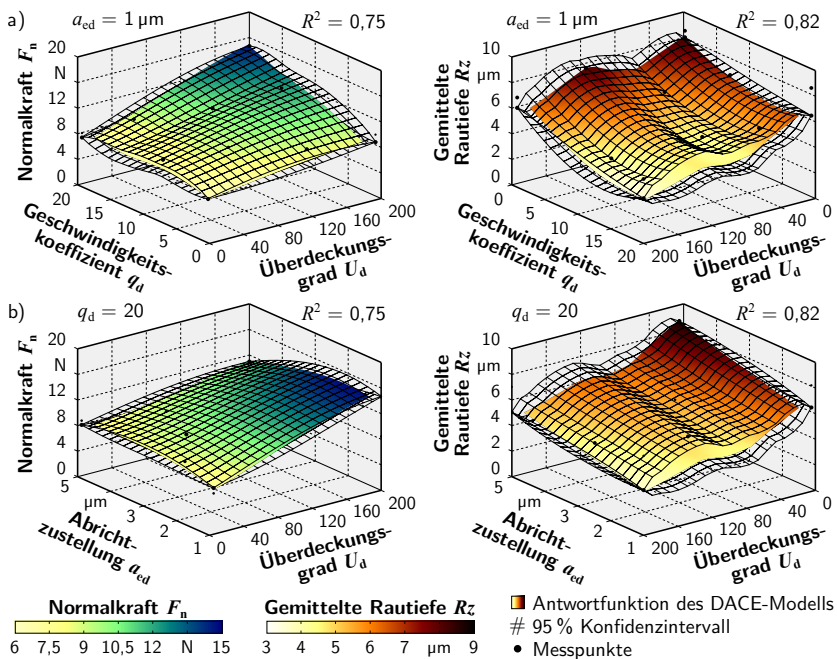


Systemgrößen		Modellgrundlagen	
Schleifwerkzeug:	D126-R ($d_s = 15 \text{ mm}$; $b_s = 10 \text{ mm}$)	DACE, LHD-Versuchsplan	
Abrichtwerkzeug:	SiC (FEPA F60; $d_d = 220 \text{ mm}$; $b_d = 13 \text{ mm}$)	30 Versuche, gemittelte Rautiefe	
Werkstück:	WC-Co-Beschichtung	aus 3 taktilen Messungen	
Prozessgrößen beim Abrichten		Prozessgrößen beim Schleifen	
Werkstückdrehzahl n_s :	1.000 min^{-1}	Vorschubgeschwindigkeit v_f :	500 mm min^{-1}
Geschwindigkeitskoeffizient q_d :	-20...20	Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s^{-1}
Überdeckungsgrad U_d :	5...200	Zustellung a_e :	10 μm
Abrichtzustellung a_{ed} :	1 μm ...5 μm	Eingriffsbreite a_p :	10 mm
Kühlschmierstoffkonzept:	Trocken	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

Abbildung 5.7: Einfluss der Abrichtparameter a) a_{ed} , b) q_d und c) U_d auf die gemittelte Rautiefe beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung mit D126-R-Schleifwerkzeugen.

wird. Tendenziell haben hohe Überdeckungsgrade zur Folge, dass die Profilspitzen der Werkzeugumhüllenden stärker eingeebnet und somit niedrigere Rautiefen bei erhöhten Prozesskräften erzeugt werden. Unterstützt wird dieser Effekt durch einen hohen Geschwindigkeitskoeffizienten, der in Kombination mit einem niedrigen Überdeckungsgrad beim Schruppen niedrige Prozesskräfte und bei hohem Überdeckungsgrad die Erzeugung einer Oberflächentopographie mit geringer Rautiefe begünstigt.

Der Einsatz der offenenporigen keramisch gebundenen Schleifwerkzeuge führt zu einem deutlich niedrigeren Prozesskraftniveau ($F_{n,max} \approx 15\text{ N}$) als die kunstharzgebundenen Werkzeuge bei gleichen Prozessparameterwerten ($F_{n,max} \approx 22\text{ N}$) (**Abbildung 5.8**). Jedoch tritt aufgrund der unterschiedlich großen Poren in der Bindung, die die Spanbil-



Systemgrößen

Schleifwerkzeug: D126-V ($d_s = 15\text{ mm}$; $b_s = 10\text{ mm}$)
 Abrichtwerkzeug: SiC (FEPA F60; $d_d = 220\text{ mm}$; $b_d = 13\text{ mm}$)
 Werkstück: WC-Co-Beschichtung

Prozessgrößen beim Abrichten

Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min^{-1}
 Geschwindigkeitskoeffizient q_d : $-20 \dots 20$
 Überdeckungsgrad U_d : $5 \dots 200$
 Abrichtzustellung a_{ed} : $1\text{ µm} \dots 5\text{ µm}$
 Kühlschmierstoffkonzept: Trocken

Modellgrundlagen

DACE, LHD-Versuchsplan
 30 Versuche, gemittelte Kraft und Rautiefe aus 3 Messungen

Prozessgrößen beim Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f : 500 mm min^{-1}
 Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s^{-1}
 Zustellung a_c : 10 µm
 Eingriffsbreite a_p : 10 mm
 Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

Abbildung 5.8: Einfluss der Abrichtparameter a) $a_{ed} = 1\text{ µm}$ und b) $q_d = 20$ auf die Normalkraft und die gemittelte Rautiefe beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung mit D126-V-Schleifwerkzeugen.

dung sowie den -transport deutlich beeinflussen, eine größere Streuung der gemessenen Prozesskräfte auf, welche dazu führen, dass das Bestimmtheitsmaß der entsprechenden DACE-Modelle mit $R^2 = 0,75$ im Vergleich zu dem kunstharzgebundenen Werkzeug ($R^2 = 0,86$) deutlich geringer ist. In Abbildung 5.8 sind exemplarisch zwei Modelle der Normkraft und der Rautiefe dargestellt.

Bei einer konstanten Abrichtzustellung von $a_{ed} = 1\text{ }\mu\text{m}$ wirken sich die Erhöhungen des Geschwindigkeitskoeffizienten und des Überdeckungsgrads annähernd linear auf einen Anstieg der Normkraft aus (Abbildung 5.8a). Tendenziell kann dieser Effekt auch anhand der gemittelten Rautiefe nachgewiesen werden. Ähnlich wie bei den kunstharzgebundenen Werkzeugen führt eine Erhöhung der Abrichtparameterwerte zur Reduktion der Oberflächenrauheit, wobei hierbei ein deutlicher Einfluss des Geschwindigkeitskoeffizienten identifiziert werden kann. Die Erhöhung des Überdeckungsgrads von $U_d = 60$ auf 120 führt zu einem Anstieg der vorhergesagten Rauheit des DACE-Modells und anschließend bis $U_d = 200$ erneut zu einer Reduktion der Oberflächenrauheit bis zum globalen Minimum. Dieser Verlauf des Modells ist auch bei konstantem Geschwindigkeitskoeffizienten erkennbar (Abbildung 5.8b). Durch die Erhöhung der Abrichtzustellung steigt die Rautiefe dabei um etwa $2\text{ }\mu\text{m}$ an, bis sie ihren maximalen Wert von $R_z = 8,9\text{ }\mu\text{m}$ bei $U_d = 5$ und $a_{ed} = 5\text{ }\mu\text{m}$ erreicht. Die hohe Rautiefe ist auf die Aufrauung der Schleifscheibentopographie durch die niedrigen Überdeckungsgrade zurückzuführen, welche ebenfalls eine Reduktion der Normalkräfte zur Folge hat. Dabei wird die Spanbildung des Schleifwerkzeugs im Eingriff durch eine hohe Abrichtzustellung verbessert. Das Zusammenwirken aus hoher Abrichtzustellung und niedrigem Überdeckungsgrad bewirkt somit eine hohe mechanische Belastung in der Kontaktzone zwischen Abricht- und Schleifscheibe, die ein Splintern der Mikrostruktur der keramischen Bindung und somit eine Schärfung des Werkzeugs begünstigt.

In **Abbildung 5.9** sind exemplarisch vier weißlichtmikroskopische Aufnahmen geschliffener WC-Co-Beschichtungen, die mit unterschiedlich konditionierten Werkzeugen bearbeitet wurden, dargestellt. Zur Verbesserung der visuellen Vergleichbarkeit

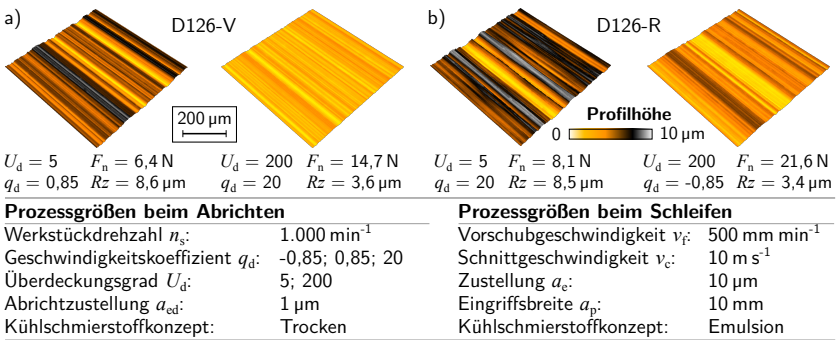


Abbildung 5.9: Weißlichtmikroskopische Aufnahmen geschliffener Oberflächen, die jeweils mit konditionierten Werkzeugen für die Schrupp- und die Schlichtbearbeitung gefertigt wurden. a) Keramikbindung und b) Kunstharzbindung.

der Topographien wurde eine einheitliche Skala für die maximale Profilhöhe von $10\text{ }\mu\text{m}$ festgelegt. Die Abrichtparameterwerte für die Schrupp- und Schlichtbearbeitung der beiden Bindungstypen basieren jeweils auf den Optima der generierten DACE-Modelle. Die Untersuchungen zeigen, dass mit beiden Bindungsvarianten vergleichbare Rauheiten bei identischen Prozessparameterwerten und entsprechenden Abrichtparameterwerten gefertigt werden können. Im direkten Vergleich liegen dabei jedoch die Prozesskräfte bei Verwendung von kunstharzgebundenen Werkzeugen bis zu 50 % über denen der keramisch gebundenen Schleifstifte. Des Weiteren ist der Anstieg der Kräfte während der Schlichtbearbeitung bei beiden Werkzeugen um mehr als 200 % auf den niedrigen Kornüberstand und den geringen Spanraum zurückzuführen.

Die REM-Aufnahmen in **Abbildung 5.10** veranschaulichen die entsprechenden Werkzeugtopographien vor dem Schleifprozess. Die Topographien der keramischen Werkzeuge weisen deutliche Unterschiede in Abhängigkeit der Abrichtparameter auf, so dass die Bindung zur Schruppbearbeitung (Abbildung 5.10a) qualitativ rauer erscheint als die zur Schlichtbearbeitung (Abbildung 5.10c). Dieser Effekt kann auch anhand der Form der einzelnen Schleifkörner beobachtet werden. Die Diamanten in der rauen Bindung weisen einen deutlich höheren Kornüberstand auf. Anhand der

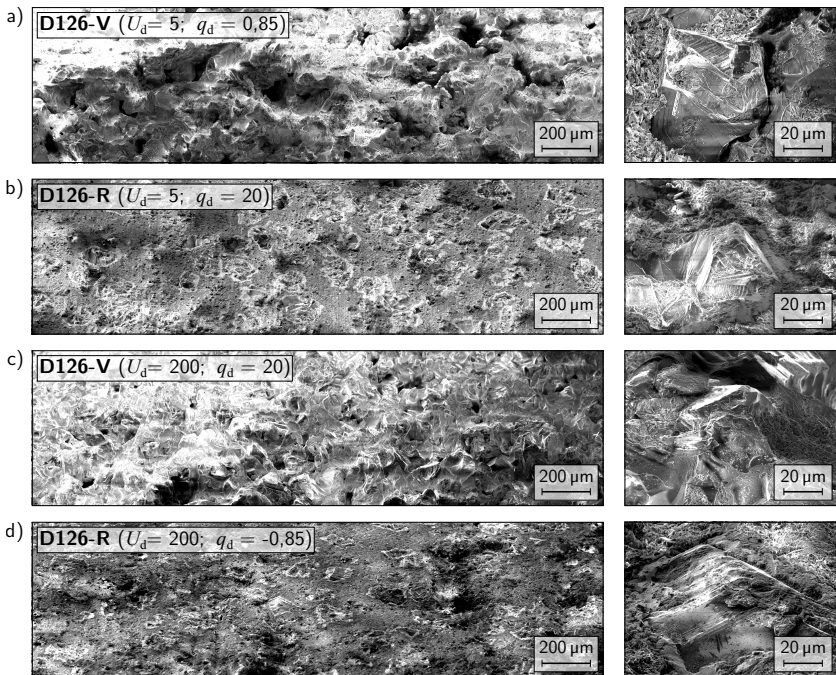


Abbildung 5.10: REM-Aufnahmen abgerichteter Schleifwerkzeuge für die Schrupp- und die Schlichtbearbeitung am Beispiel von a) D126-V (Schruppen), b) D126-R (Schruppen), c) D126-V (Schlichten) und d) D126-R (Schlichten).

REM-Aufnahmen in Abbildung 5.10b und Abbildung 5.10d kann der Einfluss der Abrichtparameter nicht direkt entnommen werden. Im Gegensatz zur keramischen Bindung sind bei der Kunstharzbindung sehr deutlich die Stellen zu erkennen, an denen sich Diamantkörner zu einem vorangegangenen Abrichtzustand befanden, die jedoch inzwischen aus der Bindung herausgebrochen wurden. Die Anzahl der freigelegten Körner ist bei beiden Abrichtzustellungen vergleichbar, wobei der Kornüberstand auch hier in Abbildung 5.10b deutlich höher ist als in Abbildung 5.10d. Zusätzlich ist an den Schneidkanten der Körner, die aufgrund des hohen Überdeckungsgrads sehr häufig mit der SiC-Abrichtscheibe in Kontakt standen, ein abrasiver Verschleiß erkennbar. Diese abgerundeten Diamanten können im nachfolgenden Schleifprozess zu einer Erhöhung der Prozesskraft führen, da eine mögliche Spanbildung hierdurch erschwert wird.

5.3 Einfluss der Korngröße beim Abrichten auf den Schleifprozess

Eine weitere wichtige Prozessgröße beim Abrichten der Schleifwerkzeuge stellt die verwendete Korngröße der SiC-Schleifscheiben dar, auf dessen Einfluss im Folgenden eingegangen wird. Für die Untersuchungen wurden die FEPA-Körnungen der Abrichtwerkzeuge F60, F90 und F120 ausgewählt, welche jeweils einer Korngröße von 250 μm , 150 μm und 106 μm entsprechen. Da die Korngröße der abzurichtenden Schleifwerkzeuge mit 126 μm im Mittel der SiC-Körnung liegt, resultiert daraus die Annahme, dass unterschiedlich raue Schleifscheibentopographien eingestellt werden.

Abbildung 5.11 zeigt den Einfluss der SiC-Körnung beim Abrichten auf die Prozessnormalkräfte und die gemittelte Rautiefe während des Schleifens der WC-Co-Beschichtung. Die Werkzeuge wurden hierzu mit den gleichen Prozessbedingungen für die Schlicht- und Schruppbearbeitung konditioniert, um die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zu gewährleisten.

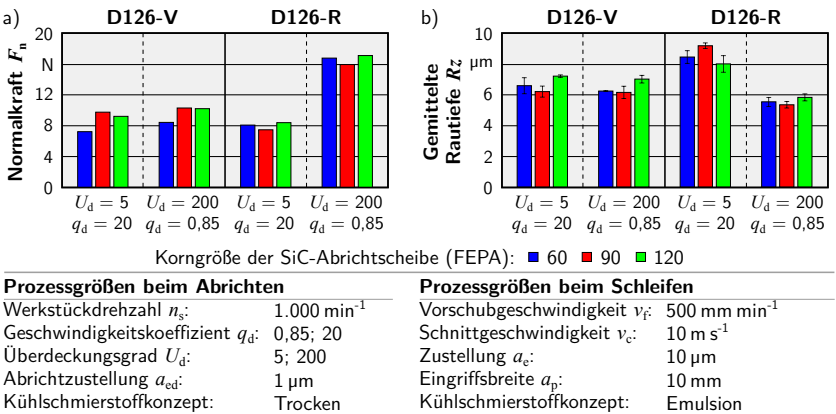


Abbildung 5.11: Einfluss der Korngröße der Siliziumkarbid-Abrichtscheiben auf a) die Normalkraft und b) die gemittelte Rautiefe beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung.

Die Normalkräfte des keramischen Werkzeugs steigen bei den Abrichtzuständen unter Verwendung der mittleren F90- und der feinen F120-Körnung zwar um etwa 2 N an, befinden sich aber auf einem ähnlichen Kraftniveau. Im Hinblick auf die erzeugte Oberflächenrauheit konnte sowohl für die Abrichtparameter der Schrupp- als auch für die Schlichtbearbeitung eine leichte Verbesserung der Oberflächenqualität bei der F90-Körnung und eine leichte Verschlechterung bei der F120-Körnung nachgewiesen werden.

Obwohl sich die Normalkräfte bei den Werkzeugen mit der Kunstharzbindung für beide Abrichtzustände deutlich voneinander unterscheiden, ist der Einfluss der SiC-Körnung hierbei sehr gering. Die resultierenden Prozesskräfte der F60- und der F120-Körnung sind in etwa gleich groß und werden nur durch die Verwendung der mittleren F90-Körnung um etwa 1 N gesenkt. Hinsichtlich der gemittelten Rautiefe zeigt sich ein ähnliches Verhalten, wobei bei der mittleren Korngröße für die Schruppbearbeitung eine leichte Erhöhung und für die Schlichtbearbeitung eine leichte Reduktion der gemessenen Kenngrößen einhergeht. Zusätzlich konnten beim Abrichten mit der feinen F120-Körnung signifikant höhere AE-Signale detektiert werden, da die feinen Schleifkörner nur unter erhöhten Kontaktkräften den Materialabtrag der Kunstharzbindung zwischen den größeren Diamanten erreichen können. Diese erhöhten Prozesskräfte beim Abrichten führen zu einer Instabilität des Prozesses und somit zu einer nicht reproduzierbaren Oberflächentopographie, insbesondere bei geringen Überdeckungsgraden im Schleifprozess.

Eine allgemein gültige Empfehlung der Abrichtscheibenkörnung kann somit nicht gegeben werden, da die Körnung der Abrichtscheiben keinen signifikanten Einfluss auf das Schleifergebnis aufweist. Dennoch führen der Einsatz der groben F60-Körnung bei den keramisch gebundenen Werkzeugen zu einer geringen Reduktion der auftretenden Normalkräfte und die mittlere F90-Körnung zu einer leichten Verbesserung der Oberflächenrauheit. Für das Abrichten der Kunstharzbindung stellt die mittlere F90-Körnung die beste Wahl dar, da sie sowohl zu einer Verringerung der Prozesskräfte als auch der Oberflächenrauheit bei der Schlichtbearbeitung führt.

Die auf Grundlage dieser Arbeit zu empfehlenden Prozessparameterwerte zum Abrichten der verwendeten Schleifwerkzeuge sind in **Tabelle 5.3** zusammengefasst. Dabei wird neben den Bindungswerkstoffen Kunstharz und Keramik in der Art der Anwendung zwischen Schrupp- und Schlichtbearbeitung unterschieden, wobei für

Tabelle 5.3: Empfehlungen der Prozessparameterwerte zum Abrichten der kunstharzgebundenen und keramisch gebundenen Schleifstifte mit SiC-Scheiben innerhalb der untersuchten Wertebereiche ($U_d = 5$, bis 200, $q_d = \pm 0,85$ bis 20 und $a_{ed} = 1 \mu\text{m}$ bis $5 \mu\text{m}$).

Bindungstyp	Keramik		Kunstharz	
Anwendung	Schruppen	Schlichten	Schruppen	Schlichten
Zielgröße	Kraft \Downarrow	Rauheit \Downarrow	Kraft \Downarrow	Rauheit \Downarrow
Überdeckungsgrad U_d	\Downarrow	\Uparrow	\Downarrow	\Uparrow
Geschwindigkeitskoeffizient q_d	\Downarrow	\Uparrow	\Uparrow	\Downarrow
Abrichtzustellung a_{ed}	\Uparrow	\Downarrow	\Uparrow	\Uparrow
SiC-Körnung	F60	F90	F90	F90

\Downarrow = kleinere Werte; \Uparrow = größere Werte

Schruppprozesse niedrige Prozesskräfte und für die Schlichtbearbeitung möglichst niedrige Oberflächenrauheiten forciert wurden. Da der Einfluss der Abrichtzustellung im Vergleich zum Überdeckungsgrad und dem Geschwindigkeitskoeffizienten wesentlich geringer ist, sollte dieser Wert möglichst hoch gewählt werden, um die Dauer des Abrichtzyklus zu minimieren.

6 Schleifen von Hartstoffschichten

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Erkenntnisse der experimentellen Grundlagenuntersuchungen zum Schleifen und Polierschleifen von thermisch gespritzten Hartstoffschichten zusammengefasst. Diese umfassen die Identifikation der Haupteinflussfaktoren des Schleifprozesses auf die Prozesskräfte und die Oberflächenqualität anhand von Screening-Versuchen sowie darauf aufbauend eine detaillierte Analyse der Wirkzusammenhänge auf Basis erweiterter Versuchsreihen. Hinsichtlich der zu erwartenden Form- und Maßhaltigkeit werden die daraus resultierenden zentralen Ergebnisse zur Untersuchung der Standzeit und der Werkzeugabdrängung geeigneter Werkzeugtypen dargestellt. Die Charakterisierung der erzeugten Oberflächen wird auf Grundlage der thermischen Belastung im Prozess und der sich daraus eingestellten Eigenspannungszustände in der Werkstückrandzone vervollständigt. Abschließend erfolgt die Darstellung der Ergebnisse tribologischer Laborversuche im Hinblick auf die Reibungseigenschaften und die Verschleißbeständigkeit von ausgewählten Oberflächen.

6.1 Auswahl von Kornwerkstoff und Bindungssystemen

Die Identifikation der Haupteinflussfaktoren der Werkzeugspezifikationen (Kornart, Korngröße und Bindung) sowie der Prozessparameter auf die resultierenden Prozesskräfte und Oberflächenqualitäten basiert auf einem umfangreichen Screening-Versuchsplan für beide Beschichtungswerkstoffe. Als Prozesskinematik wurde dabei das Flachsleifen ausgewählt, da dieses Verfahren die Herleitung eines direkten Bezugs zwischen den eingestellten Bearbeitungsparametern Zeilenabstand a_p , Zustellung a_e sowie Vorschubgeschwindigkeit v_f und den Zielgrößen Prozesskraft und Oberflächenrauheit für jedes Werkzeug ermöglicht (**Abbildung 6.1a**). Die gewonnenen Erkenntnisse werden zum Abschluss dieser Arbeit auf das NC-Formschleifen von freigeformten Oberflächen übertragen (Kapitel 8). Dabei erfolgt die Auslegung der Prozessparameterwerte auf Grundlage der variierenden Eingriffsbedingungen, die mit Hilfe einer Prozesssimulation ermittelt werden.

Bei der Auswertung der Oberflächenkenngrößen ist die Porosität der lichtbogen-drahtgespritzten Beschichtung zu berücksichtigen, da die freigelegten Poren eine deutliche Erhöhung der Kenngrößen zur Folge haben (**Abbildung 6.1b**). Dieser Einfluss kann hingegen bei der dichten HVOF-Schicht vernachlässigt werden, da hierbei ein sehr feines und homogenes Gefüge vorliegt und durch den Schleifprozess keine Poren freigelegt werden (**Abbildung 6.1c**). Um dieser Störgröße entgegenzuwirken, werden für die objektive Bewertung der WCS-Fe-Proben weißlichtmikroskopische Aufnahmen der Oberflächentopographien mit Hilfe der Software *μsurf Analysis Premium* analysiert. Anhand des gebildeten Mittelwertes der gewünschten Kenngrößen entlang der gesamten Messfeldbreite kann der Einfluss der Porosität unter der Annahme, dass die Schichten einen reproduzierbaren Porenraum aufweisen, einheitlich berücksichtigt werden [Moh10]. Aufgrund der zum Teil deutlich variierenden Kernrautiefe weisen die gebildeten Mittelwerte der nachbearbeiteten WSC-Fe-Schichten jedoch höhere Kennwerte auf als die der WC-Co-Beschichtungen.

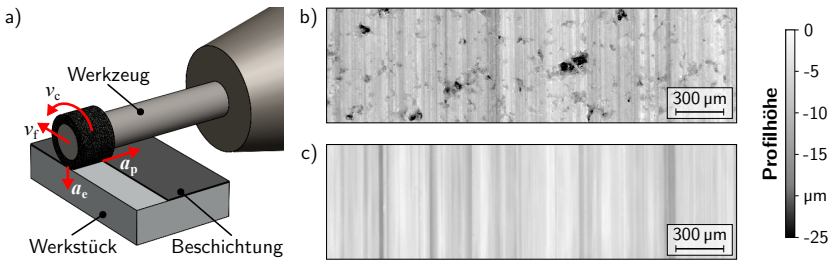


Abbildung 6.1: a) Prozesskinematik beim Schleifen von Flachproben mit zylindrischen Schleifstiften. Oberflächentopographie einer geschliffenen b) AS-gespritzten WSC-Fe-Schicht und einer c) HVOF-gespritzten WC-Co-Schicht.

Bei der Erstellung des Screening-Versuchsplans wurden die minimalen und maximalen Werte der Prozessparameter sowie die einzelnen Werkzeugcharakteristika als sogenannte Faktorstufen berücksichtigt. Eine Übersicht über die Einflussgrößen und deren Parameterbereiche sind in **Tabelle 6.1** aufgezeigt.

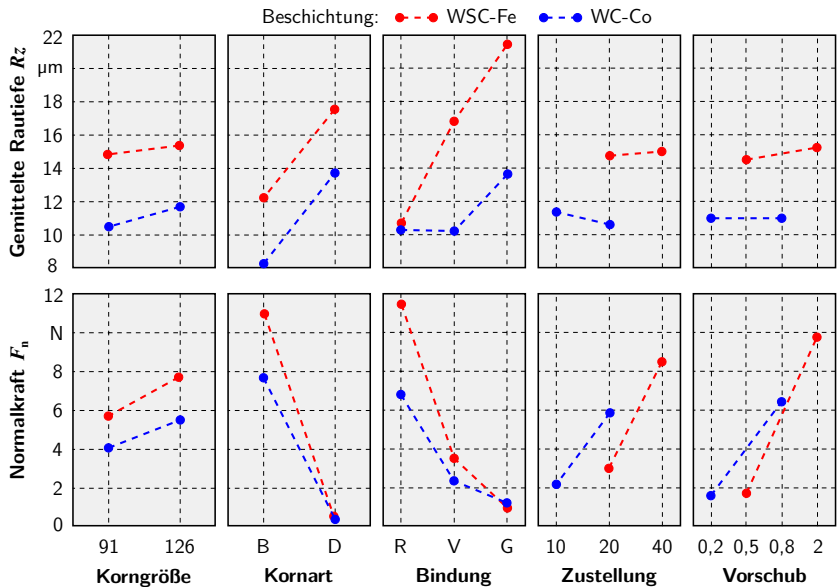
Für jedes der 12 Werkzeuge (zwei Korngrößen, zwei Kornarten, drei Bindungen) wurden vier Versuche unter Variation der Zustellung und der Vorschubgeschwindigkeit mit jeweils zwei Wiederholversuchen durchgeführt. Aufgrund der unterschiedlichen Mikrohärte der Beschichtungen wurden die Grenzen der Prozessparameterwerte für die härtere HVOF-Beschichtung bei der Auslegung der Versuchsreihen bereits berücksichtigt und dementsprechend reduziert. Die Auswahl der Prozessgrößen für die Bearbeitung der lichtbogengespritzten Beschichtung basiert auf den bisherigen Ergebnissen von Mohn [Moh10]. Zur Auslegung des Abrichtprozesses wurden die im Rahmen der Voruntersuchungen erarbeiteten Erkenntnisse angewendet und die Prozessparameterwerte für die nachfolgenden Versuchsreihen konstant gehalten. Eine Ausnahme stellen dabei die einschichtig belegten galvanischen Werkzeuge dar, da diese nicht abgerichtet wurden. Vorangegangene Untersuchungen haben gezeigt, dass die Wahl der Prozessstrategie Gleichlauf/Gegenlauf innerhalb des verwendeten Prozessparameterwertebereichs einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf das Prozessergebnis aufweist und aufgrund dessen innerhalb der Versuchsreihen nicht variiert wurde

Tabelle 6.1: Relevante Prozessgrößen und deren Parameterwerteraum für die Erstellung des Screening-Versuchsplans zur Identifikation der Haupteinflussfaktoren.

	WSC-Fe-Beschichtung	WC-Co-Beschichtung
Korngröße d_k :	91 µm bis 126 µm	
Kornart:	CBN/Diamant	
Bindung:	Galvanik/Kunstharz/Keramik	
Zustellung a_e :	20 µm bis 40 µm	10 µm bis 20 µm
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,5 m min ⁻¹ bis 2 m min ⁻¹	0,2 m min ⁻¹ bis 0,8 m min ⁻¹
Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s ⁻¹	
Zeilenabstand a_p :	2,4 mm	
Prozessstrategie:	Gleichlauf	

[RB12]. Ebenfalls wurde auf eine Variation des Zeilenabstands in den Screening-Versuchen verzichtet, da dieser einen annähernd linearen Einfluss auf die Zielgrößen aufweist und somit der Umfang der experimentellen Untersuchungen um eine weitere Faktorstufe reduziert werden konnte [Min99].

Die Ergebnisse der Screening-Versuche sind für beide Beschichtungen in **Abbildung 6.2** dargestellt. Generell kann zunächst beobachtet werden, dass sowohl die gemittelten Rautiefen R_z , als auch die auftretenden Prozesskräfte, an dieser Stelle durch die Normalkraft repräsentiert, ähnliche Trends aufweisen. In Bezug auf die erzeugten Oberflächenrauheiten weist die Wahl der Korngröße, der Zustellung und des Vorschubs einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf. Aufgrund der etwas runderen Form der verwendeten CBN-Körner ermöglichen diese, bei gleicher Wahl der Prozessparameter, die Erzeugung geringerer Rauheiten. Der Aufbau des Bindungssystems weist aufgrund



Systemgrößen

Schleifwerkzeuge: D/B-91/126-R/-V/-G (12 Werkzeuge)

Abbrichtwerkzeug: SiC (F60; $d_d = 220$ mm; $b_d = 13$ mm)

Werkstück: WSC-Fe-/WC-Co-Beschichtung

Prozessgrößen beim Abrichten

Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min⁻¹

Geschwindigkeitskoeffizient q_d : 0,85

Überdeckungsgrad U_d : 20

Abbrichtzustellung a_{ed} : 2 µm

Kühlschmierstoffkonzept: Trocken

Modellgrundlagen

Screening-Versuchsplan

48 Versuche pro Beschichtung

Je 3 Rauheitsmessungen

Prozessgrößen beim Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f : 0,2 m min⁻¹...2 m min⁻¹

Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s⁻¹

Zustellung a_c : 10 µm...40 µm

Eingriffsbreite a_p : 2,4 mm

Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

Abbildung 6.2: Darstellung der Haupteinflussfaktoren der Prozessgrößen beim Schleifen der WSC-Fe- und der WC-Co-Beschichtung auf die gemittelte Rautiefe und die Normalkraft.

des jeweils charakteristischen Porenraums und Kornüberstands einen erheblichen Einfluss auf die erzielten Rauheiten auf. Die besten Ergebnisse liefern dabei kunstharzgebundene Werkzeuge mit einer vergleichsweise glatten Bindungstopographie. Beim Schleifen der WSC-Fe-Beschichtung mit keramischer Bindung erreichen die Rauheitskenngrößen deutlich höhere Werte als bei der Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung, da durch den hohen Kornüberstand und der einhergehenden höheren Spanungsdicke vermehrt die großen WSC-Karbide aus der Oberfläche herausgerissen werden. Die größten Rautiefen liegen nach der Bearbeitung mit den nicht abgerichteten, galvanisch belegten Werkzeugen vor, da hierbei einzelne Körner, die nur zu einem geringen Teil in der Oberfläche eingebunden sind und somit einen hohen Kornüberstand aufweisen, tiefe Schleifriefen erzeugen, die die Rauheitsmessungen dominieren.

Im Hinblick auf die resultierenden Prozesskräfte liegt bei deren Auswertung der Fokus auf der Kraftkomponente normal zur Werkstückoberfläche, da diese ein Indikator für die Abdrängung der Schleifwerkzeuge von der geforderten Soll-Bahn (**Kapitel 6.4**) sowie für die thermomechanische Belastung (**Kapitel 6.5**) darstellt. Den geringsten Einfluss auf die Prozesskräfte weist die Korngröße auf, wobei proportional zum Spanungsquerschnitt die Anzahl der im Eingriff befindlichen Schneidkörner und somit die Prozesskräfte leicht ansteigen. Analog zur gemittelten Rautiefe beeinflusst die Wahl des Kornmaterials und dessen Schneidenform den Betrag der Prozesskräfte maßgeblich. Die Normalkräfte liegen unter Verwendung der Diamantwerkzeuge deutlich unter denen der CBN-Werkzeuge. Aufgrund der glatten Topographie der abgerichteten kunstharzgebundenen Werkzeuge ermöglichen diese Bindungen einen nur sehr eingeschränkten Abtransport der erzeugten Mikrospäne, was einen deutlichen Anstieg der Normalkraft zur Folge hat. Die galvanischen Werkzeuge mit dem größten Kornüberstand ermöglichen somit die besten Randbedingungen für die Spanbildung und dessen Abtransport. Ebenfalls relativ niedrige Kräfte treten bei dem Einsatz der offenporigen keramischen Bindung auf. In Bezug auf die Normalkraft weisen die Prozessparameter Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit ebenfalls einen großen Einfluss auf, da diese linear in das Zeitspannvolumen eingehen und dabei die Zerspanleistung proportional ansteigt.

Aufgrund der hohen erzeugten Rautiefen und der fehlenden Möglichkeit zum Abrichten stellen die galvanischen Werkzeuge lediglich für die Schrupp- bzw. Vorbearbeitung eine sinnvolle Option dar. Im weiteren Verlauf wird der Zusammenhang zwischen den Prozessparametern Zustellung, Vorschub und dem im Screening-Versuchsplan nicht berücksichtigten Zeilenabstand zu den Zielgrößen Prozesskräfte und Rautiefe im folgenden Abschnitt näher erläutert. Wie die Topographien der unterschiedlichen Bindungssysteme zeigen, haben diese einen maßgeblichen Einfluss auf das Prozessergebnis. Um darauf aufbauend Aussagen über den Einfluss der Prozessgrößen auf die Zielgrößen treffen zu können, wurde zunächst der Abrichtprozess, wie bereits in **Kapitel 5** beschrieben, im Detail analysiert und die Werkzeugtopographien für die Bearbeitung der Hartstoffschichten angepasst.

6.2 Einfluss der Prozessparameter beim Schleifen

Da die Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung mit Schleifstifen bereits von Mohn mit besonderem Schwerpunkt auf die Prozessgestaltung mit galvanischen Werkzeugen analysiert wurde [Moh10], werden im Folgenden die Erkenntnisse zur Bearbeitung der hochharten WC-Co-Beschichtung fokussiert dargestellt. Die Auswahl der Schleifwerkzeuge und der Grenzen der Prozessparameterwerte resultiert aus den in **Kapitel 6.1** präsentierten Ergebnissen der Screening-Untersuchungen. Zur weitergehenden Analyse kommen nun keramisch gebundene und kunstharzgebundene Diamantschleifwerkzeuge der Korngrößen D91, D126 und D181 zur Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung zum Einsatz. Mit jedem der sechs Werkzeuge wurden, basierend auf einem Latin-Hypercube-Design-Versuchsplan, 20 Versuche unter Variation der Zustellung, der Vorschubgeschwindigkeit und des Zeilenabstandes durchgeführt (**Tabelle 6.2**). Zur Analyse der Prozesssicherheit wurde zusätzlich der Versuch im Zentrum des Parameterwertebereichs fünfmal wiederholt, um die Streuung der Messdaten zu erfassen.

Tabelle 6.2: LHD-Versuchsplan zur Analyse des Schleifprozesses von keramisch gebundenen und kunstharzgebundenen Diamantschleifwerkzeugen.

Nr.	a_e (μm)	v_f (mm min^{-1})	a_p (mm)	Nr.	a_e (μm)	v_f (mm min^{-1})	a_p (mm)
1	14	790	2,7	11	13	480	2,0
2	11	560	2,5	12	19	370	2,3
3	13	750	2,2	13	19	710	2,6
4	15	520	2,6	14	15	520	2,6
5	17	600	2,1	15	15	520	2,6
6	12	330	3,0	16	18	670	3,1
7	15	250	2,2	17	16	400	3,2
8	15	520	2,6	18	15	520	2,6
9	20	440	2,9	19	10	290	2,4
10	11	630	3,0	20	17	210	2,8
Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_f , Zeilenabstand a_p							

6.2.1 Prozesskräfte

Zur Auswertung der Prozesskraftverläufe wurden DACE-Modelle unter Berücksichtigung der drei variierten Prozessparameter Vorschubgeschwindigkeit, Zustellung und Zeilenabstand erstellt. Da die seitliche Zustellung direkt proportional die auftretende Prozesskraft beeinflusst, wird dieser Parameter in **Abbildung 6.3a** nicht explizit aufgezeigt, sondern in der Darstellung aller Modelle der mittlere Wert $a_p = 2,6\text{mm}$ als Zeilenabstand angenommen.

Generell bestätigt sich hierbei die Erkenntnis aus den Untersuchungen zum Abtragen, dass die Kraftniveaus der keramisch gebundenen Werkzeuge deutlich unter denen der kunstharzgebundenen Werkzeuge liegen. Aufgrund der ansteigenden Abtragsleistung kann bei allen Versuchsreihen ein Anstieg der Kräfte mit steigenden Prozessparameterwerten verzeichnet werden. Über den gesamten Wertebereich verläuft der Anstieg der Kraft mit der Vorschubgeschwindigkeit steiler als mit einer

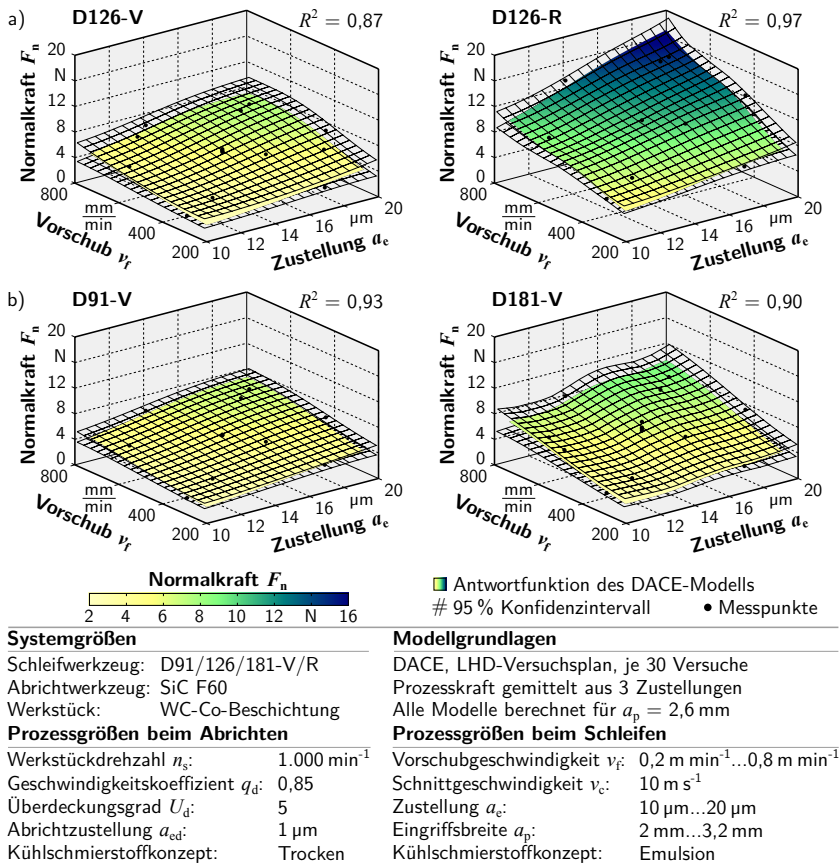


Abbildung 6.3: Einfluss des Bindungstyps und der Korngröße auf die Normalkraft beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung. a) Variation der Bindung. b) Variation der Korngröße.

Erhöhung der Zustellung, wobei hierbei zu berücksichtigen ist, dass hinsichtlich der Wertebereiche die Zustellung verdoppelt und der Vorschub vervierfacht wurde. Daraus resultiert, dass die Zustellung einen größeren Einfluss auf die Prozesskraft aufweist als die Vorschubgeschwindigkeit. Dieser Effekt kann damit begründet werden, dass die Kontaktzone zwischen dem Schleifwerkzeug und dem Werkstück mit steigender Zustellung deutlich ansteigt und somit die Anzahl der effektiven Schneiden erhöht wird. Die vergrößerten Spannungsdicken, infolge der erhöhten Vorschubgeschwindigkeit, weisen hinsichtlich der Normalkraft einen deutlich geringeren Einfluss auf.

Eine Variation der Korngröße im Bereich von $91 \mu\text{m}$ bis $181 \mu\text{m}$ führt qualitativ zu den gleichen Kraftverläufen (Abbildung 6.3b). Die Reduktion der mittleren Korngröße auf $91 \mu\text{m}$ resultiert in einer verringerten Normalkraft um etwa 1 N. Dementsprechend führt die Erhöhung der mittleren Korngröße auf $181 \mu\text{m}$ zu einem Anstieg von etwa

2 N. Aufgrund der bereits initialen größeren Spannungsdicken, resultierend aus dem größeren Spanungsquerschnitt der größeren Körner, weist hierbei die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit einen stärkeren Einfluss auf die Prozesskraft auf.

6.2.2 Oberflächenrauheit

Die Berechnung von DACE-Modellen mit der Oberflächenrauheit als Zielgröße ist für den durchgeführten Versuchsplan nicht möglich, da die Streuung der Messdaten zu hoch ist. Aufgrund dessen sind in **Abbildung 6.4** die gemittelten Rauheitskenngrößen R_a und R_z sowie deren Standardabweichung über alle Versuchsreihen dargestellt.

Für die keramischen Werkzeuge kann eine qualitative Verbesserung der Oberfläche durch den Einsatz einer kleineren Korngrößen nachgewiesen werden, wodurch die gemittelte Rautiefe um etwa $1\text{ }\mu\text{m}$ gesenkt werden kann. Die erzeugten Rautiefen der kunstharzgebundenen Diamantwerkzeuge liegen jeweils etwa $0,5\text{ }\mu\text{m}$ unter denen der keramisch gebundenen Werkzeuge, weisen jedoch eine größere Streuung der Messdaten auf. Die geringsten Rautiefen konnten unter Verwendung der D126-Körnung erzielt werden, wobei ebenfalls die niedrigste Streuung der Messwerte vorlag. Analog zu den gemittelten Rautiefen R_z folgen auch die Mittelwerte der arithmetischen Rauheit R_a diesem Trend.

Eine weitere Reduktion der Oberflächenqualität ist nur durch den Einsatz von Schleifwerkzeugen mit feinerer Korngröße möglich. Da diese jedoch aufgrund des verringerten Spanraums und den kleineren Adhäsionsflächen an den Kornflächen nicht dieselben Abtragsleistungen erzielen können wie Werkzeuge mit größeren Schleifkörnern, muss bei deren Einsatz das Zeitspanvolumen reduziert werden. Zum Vergleich der Körnungen D126 und D46 wurden Nutenschleife unter Variation der Zustellung a_e von $2\text{ }\mu\text{m}$ bis $16\text{ }\mu\text{m}$ durchgeführt. Der Verlauf der generierten DACE-Modelle mit der

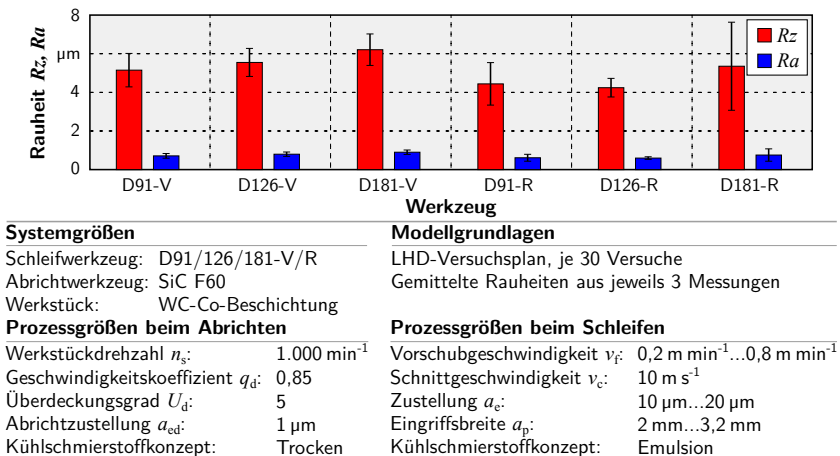


Abbildung 6.4: Einfluss der Korngröße und des Bindungstyps auf die Rauheitskenngrößen R_a und R_z beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung.

gemittelten Rautiefe als Zielgröße wird in **Abbildung 6.5** aufgezeigt. Bei der D126er-Körnung ist eine qualitative Verschlechterung der Oberflächengüte in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit erkennbar, wobei die Zustellung einen vernachlässigbar geringen Einflussfaktor darstellt. Die Messwerte der gemittelten Rautiefen R_z von $5,7\text{ }\mu\text{m}$ bis $9,6\text{ }\mu\text{m}$ liegen über denen der in **Abbildung 6.4** aufgezeigten Messdaten, da in dieser Versuchsreihe explizit keine seitliche Zustellung eingestellt wurde, um die Oberfläche zusätzlich zu glätten. Erwartungsgemäß wird die erzeugte Rautiefe mit Hilfe der D46-Schleifwerkzeuge deutlich auf R_z von $3,9\text{ }\mu\text{m}$ bis $7,1\text{ }\mu\text{m}$ reduziert. Über den gesamten Parameterwertebereich steigen die Messwerte mit Erhöhung der Zustellung leicht an, wobei diese zusätzlich durch die Vorschubgeschwindigkeit beeinflusst werden.

Die maximale Rautiefe liegt bei einem Vorschub von $v_f = 650\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ vor, bei dem ebenfalls makroskopische Fehler auf der Werkstückoberfläche erkennbar waren. Die Untersuchungen zeigen, dass die erzielten Oberflächenqualitäten unter Verwendung von Schleifstiften maßgeblich durch die verwendeten Korngrößen geprägt werden, wie dies auch bei konventionellen Schleifwerkzeugen der Fall ist [Row14]. In Kombination mit dem Abrichtprozess kann somit eine Werkzeugtopographie erzeugt werden, mit der eine definierte Oberflächengüte im Rahmen der beschriebenen Prozessparameterwertegrenzen reproduzierbar erzeugt werden kann.

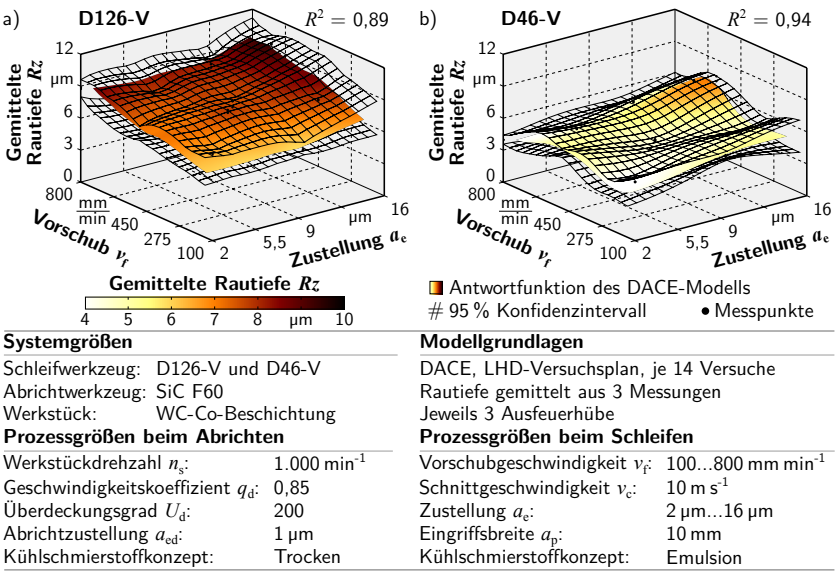


Abbildung 6.5: Einfluss der Prozessparameter beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung auf die gemittelte Rautiefe unter Variation der Korngröße: a) D126-V und b) D46-V.

6.3 Werkzeugverschleiß

Der Einsatz von Schleifwerkzeugen mit geringem Durchmesser führt zu vergleichsweise hohen mechanischen Belastungen der Werkzeuge, da sich nur wenige effektive Schneiden im Eingriff befinden. Die erhöhte Belastung der Einzelkornschnitten hat einen signifikanten Korn- und Bindungsverschleiß zur Folge, der in Form von ansteigenden Oberflächenrauheiten sowie Form- und Maßabweichungen den Prozess negativ beeinflusst.

Zur Analyse des Verschleißverhaltens wurden keramisch gebundene und kunstharzgebundene CBN- und Diamantschleifwerkzeuge unter gleichen Einsatzbedingungen zur Bearbeitung der WC-Co- und WSC-Fe-Beschichtung eingesetzt (**Abbildung 6.6**). Der Versuchsplan, der für alle acht Werkzeug-Werkstoff-Kombinationen durchgeführt wurde, ist in **Tabelle 6.3** dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Dicken der beiden Beschichtungen wurde bei der HVOF-gespritzten WC-Co-Schicht eine Gesamtzustellung von 0,2 mm und bei der Lichtbogen-gespritzten WSC-Fe-Beschichtung eine Gesamtzustellung von 0,3 mm eingestellt. Um den Werkzeugverschleiß qualitativ aufzuzeigen, wurden die Werkzeuge vor jedem Durchlauf unter denselben Abrichtbedingungen konditioniert und die Umhüllende der Werkzeugtopographie vor und nach dem Schleifprozess in einem dünnen Blechstreifen, dem so genannten Abbildplättchen, abgebildet. Mit Hilfe des taktilen Konturmessgeräts *MarSurf XC 20 MarWin* konnte anschließend der Profilverschleiß detektiert und analysiert werden.

Diese Vorgehensweise beruht auf der Annahme, dass die erzeugte Kontur im Abbildplättchen mit der erzeugten makroskopischen Topographie der Werkstückoberfläche übereinstimmt. Unter der Annahme, dass der Werkzeugverschleiß beim Schleifen des 1 mm dicken Blechstreifens vernachlässigbar gering ist, repräsentiert dieser die

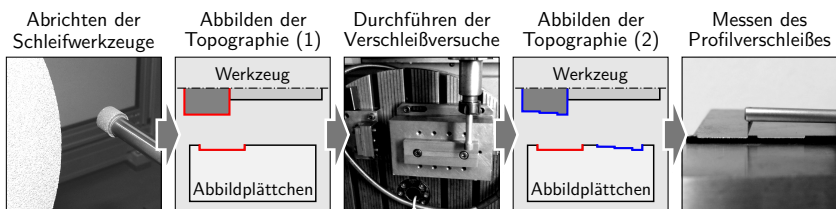


Abbildung 6.6: Prozesskette zur Identifikation des makroskopischen Werkzeugverschleißes beim Schleifen von Hartstoffschichten.

Tabelle 6.3: LHD-Versuchsplan zur Analyse des Schleifscheibenverschleißes von kunstharzgebundenen und keramisch gebundenen CBN- und Diamantwerkzeugen.

Nr.	a_c (μm)	v_f (mm min^{-1})	Nr.	a_c (μm)	v_f (mm min^{-1})	Nr.	a_c (μm)	v_f (mm min^{-1})
1	8	500	4	14	1.000	7	6	1.200
2	16	300	5	19	1.900	8	22	700
3	11	1.700	6	24	1.500			

Zustellung $a_{c\tau}$, Vorschubgeschwindigkeit v_f , Zeilenabstand $a_0 = 4\text{ mm}$

Umhüllende des Schleifwerkzeugs über die gesamte Breite. In **Abbildung 6.7** sind drei Topographien und deren Konturmessschriebe für eine geschliffene WC-Co-Schicht dargestellt. Die Kontur des abgerichteten Werkzeugs (rot hervorgehoben) dient als Vergleich des Werkzeugzustands vor und nach dem Materialabtrag.

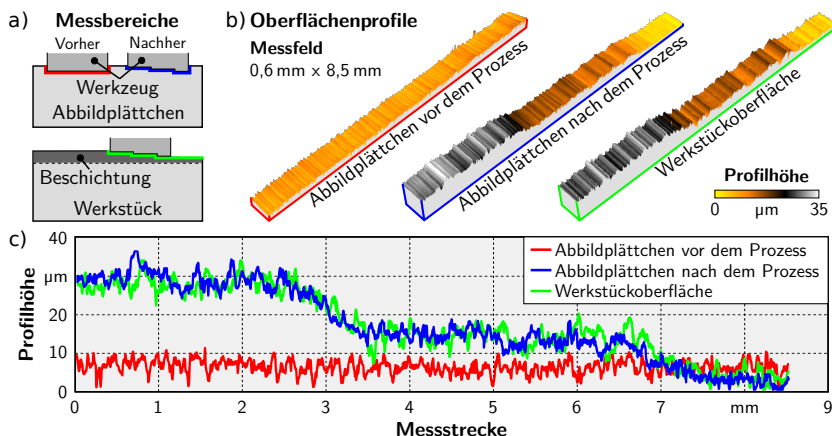


Abbildung 6.7: Oberflächenprofile eines Abbildplättchens vor und nach dem Schleifprozess sowie der geschliffenen Werkstückoberfläche nach dem Prozess. a) Ausgewählte Messbereiche auf dem Abbildplättchen und dem Werkstück. b) Weißlicht-mikroskopische Oberflächentopographien der drei Messbereiche. c) Darstellung der jeweiligen Konturmessungen.

Da die Erzeugung der Hüllkurven im Abbildplättchen vor und nach dem Prozess in einer Aufspannung erfolgte, können die Messdaten direkt miteinander verglichen und Messfehler durch unterschiedlich ausgerichtete Versuchsproben vermieden werden. Die Differenz der beiden Messstrecken in Richtung der Profilhöhe beschreibt dabei den radialen Profilverschleiß des Werkzeugs. Zwei ausgewählte Konturmessungen zur Veranschaulichung des radialen Verschleißes sind exemplarisch in **Abbildung 6.8** dargestellt.

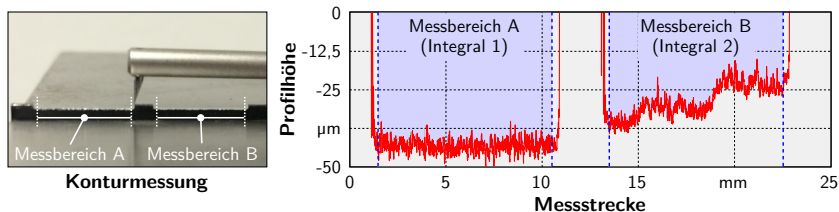


Abbildung 6.8: Auswertung der Konturmessdaten.

Das verschlissene Materialvolumen des Schleifbelags V_s , unter Berücksichtigung des optisch vermessenen Werkzeugdurchmessers nach dem Abrichtprozess ergibt sich somit näherungsweise aus:

$$V_s = \pi \cdot r^2 \cdot \left(\int_{a_1}^{b_1} x_{\text{abgerichtet}} dx - \int_{a_2}^{b_2} x_{\text{verschlissen}} dx \right). \quad (6.1)$$

Das real zerspante Werkstückvolumen V_w wurde ebenfalls mit Hilfe des taktilen Kon-turmessgeräts ermittelt, indem das Verhältnis zwischen der erzeugten stufenförmigen Oberflächentopographie und dem unbearbeiteten Referenzbereich in der Mitte der Probe analysiert wurde. Das ideal zerspante Volumen beträgt bei der WC-Co-Schicht mit einer Dicke von 0,2 mm 384 mm³ und bei der WSC-Fe-Schicht mit einer Dicke von 0,3 mm 576 mm³. Die tatsächlich zerspannten Volumina liegen im Mittel jedoch bei 349,5 mm³ respektive 521,5 mm³. Wird der Werkzeugverschleiß in Relation zu dem zerspannten Werkstückvolumen gesetzt, ergibt sich der G -Wert, der einen Indikator für die Verschleißbeständigkeit von Schleifwerkzeugen darstellt:

$$G = \frac{V_w}{V_s}. \quad (6.2)$$

Die aus den empirisch ermittelten Verschleiß- und Zerspanvolumina hergeleiteten G -Werte, die gemessenen Prozesskräfte und die erzielten Oberflächenrauheiten der CBN- und Diamantschleifwerkzeuge sind in **Abbildung 6.9a** für die WC-Co-Beschichtung und in **Abbildung 6.9b** für die WSC-Fe-Beschichtung dargestellt. Aufgrund der geringeren Härte des Werkstoffs ergeben sich im Mittel für beide Werkzeuge um den Faktor drei höhere Werte bei der Zerspanung der WSC-Fe-Beschichtung. Im Einzelnen betrachtet treten jedoch teilweise deutliche Streuungen der Mittelwerte auf, welche besonders bei der lichtbogengespritzten WSC-Fe-Beschichtung ausgeprägt sind. Begründet werden kann diese Streuung durch den inhomogenen Gefügebau der WSC-Fe-Beschichtung, der durch große Hartstoffpartikel und Porenräume gekennzeichnet ist (**Abbildung 4.1**). Bei der Zerspanung der WSC-Karbide steigt die Belastung der Schneidkörner kurzfristig deutlich an, wodurch ein vorzeitiges Ausbrechen der Schleifkörner aus dem Bindungsmaterial initiiert werden kann. Im Fall der zwar härteren aber deutlich kleineren und gleichmäßiger verteilten WC-Karbide tritt eine eher gleichmäßig hohe Belastung der Werkzeuge auf, welche zu einem höheren aber auch zugleich gleichmäßigeren Verschleiß führt. Die Aufbereitung der in **Abbildung 6.9** dargestellten Ergebnisse der G -Werte als Indikator für den Werkzeugverschleiß basiert auf den Mittelwerten und den Standardabweichungen über die jeweiligen acht Versuche.

Ein Vergleich der beiden Kornmaterialien zeigt, dass unter Verwendung von Diamantwerkzeugen geringfügig höhere Standzeiten bei der Bearbeitung der beiden Beschichtungen erreicht werden können. Zudem bleibt das Verschleißverhalten der Werkzeuge beim Schleifen der hochharten WC-Co-Beschichtung annähernd konstant und verhält sich somit vorteilhaft hinsichtlich der Bahnplanung gegenüber der WSC-Fe-Zerspanung, da beispielsweise ein linearer Korrekturfaktor bestimmt werden kann, um den Verschleiß am Werkzeug zu kompensieren.

Ein direkter Einfluss des Verschleißzustands der Werkzeuge auf die Intensität der Prozesskräfte konnte im Rahmen der Untersuchungen nicht ermittelt werden. Nach einer kurzen Zeit des Einlaufens von wenigen Minuten erreichen alle Schleifwerkzeuge

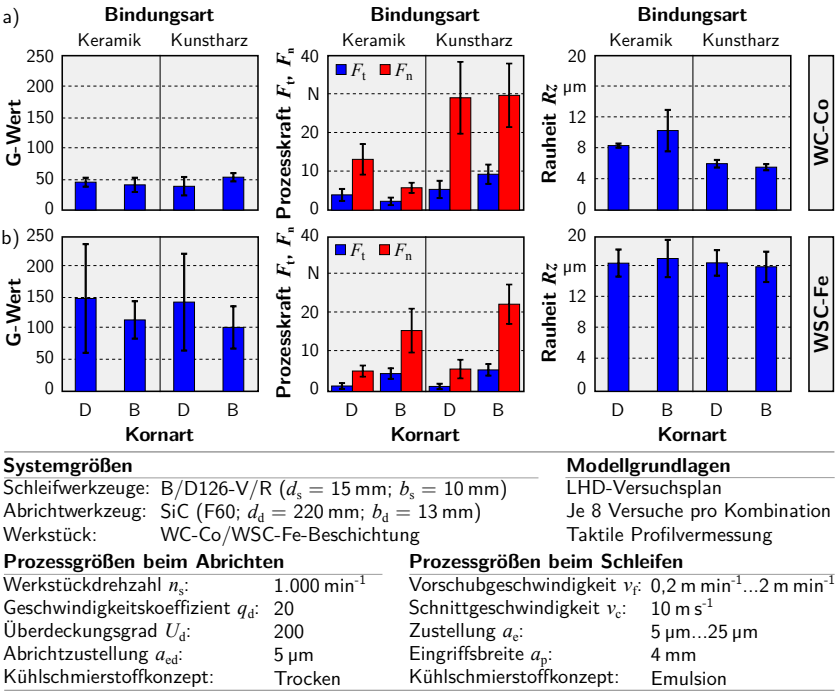


Abbildung 6.9: Analyse des G-Werts als Indikator für den Werkzeugverschleiß von Diamant- und CBN-Schleifstiften, der Prozesskräfte und der gemittelten Rautiefe bei der Bearbeitung der a) WC-Co-Beschichtung und b) WSC-Fe-Beschichtung.

ein konstantes Prozesskraftniveau, welches annähernd linear mit dem Zeitspanvolumen ansteigt. Das bereits in **Kapitel 6.2.1** beschriebene Einsatzverhalten der keramisch gebundenen Schleifwerkzeuge kann für beide Beschichtungswerkstoffe anhand eines geringeren Kraftniveaus beim Schleifen bestätigt werden. Bei der Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung treten unter Verwendung der Kunstharzbindung die mit Abstand höchsten Zerspankräfte von fast 30 N auf.

Im Hinblick auf die erzielten Oberflächenqualitäten steigt die gemittelte Rautiefe mit zunehmendem Zeitspanvolumen resultierend aus der Erhöhung der Zustellung und der Vorschubgeschwindigkeit leicht an. Aufgrund des hohen Porenanteils der WSC-Fe-Schicht liegen die erzeugten gemittelten Rautiefen unabhängig vom eingesetzten Werkzeug jedoch auf einem ähnlich hohen Niveau. Das konstante Verschleißverhalten des kunstharzgebundenen Werkzeugs führt unabhängig von dem eingestellten Zeitspanvolumen zu einem konstanten und vergleichsweise niedrigen Verlauf der Rautiefe. Die Verschlechterung der Oberflächenqualität bei dem Einsatz der Keramikbindung kann durch einen leicht erhöhten Werkzeugverschleiß erklärt werden. Der ungleichmäßige Verlauf des Werkzeugverschleißes ist ein Anzeichen dafür, dass das Schleifwerkzeug mit der keramischen Bindung unter den Einsatzbedingungen bereits an

seiner Belastungsgrenze angelangt ist, wohingegen die Kunstharzbindung trotz deutlich ansteigender Prozesskräfte die Fertigung einer gleichbleibenden Oberflächenqualität ermöglicht.

6.4 Werkzeugabdrängung

Neben dem Werkzeugverschleiß bildet die Werkzeugabdrängung eine wesentliche Ursache für Form- und Maßabweichungen infolge der auftretenden Prozesskräfte. Zur Analyse der Abdrängung der Schleifstifte im Prozess wurden definierte Stufen in WC-Co- und WSC-Fe-beschichtete Flachproben mit keramisch gebundenen und kunstharzgebundenen CBN- und Diamantwerkzeugen eingebracht und anschließend die erzeugte Kontur taktil vermessen (**Abbildung 6.10**). Um den Einfluss der Positionierungsgenauigkeit der Werkzeugmaschine möglichst gering zu halten, wurden die Bearbeitungsschritte in einem Durchlauf durchgeführt. Der erste Schritt umfasste dabei die Erzeugung einer Referenzoberfläche in sechs Zustellungen von jeweils $a_e = 5\ \mu\text{m}$ und anschließendem fünfmaligen Ausfeuern mit gleicher Zustelltiefe. Daraufhin wurde die eigentliche Zustellung a_e zwischen $5\ \mu\text{m}$ und $20\ \mu\text{m}$ mit reduzierter Eingriffsbreite a_p von 9 auf 6 mm durchgeführt. Abschließend erfolgte bei derselben Zustellung mit verringerter Eingriffsbreite $a_p = 3\ \text{mm}$ ein erneutes fünfmaliges Ausfeuern.

Die bei den empirischen Untersuchungen ermittelten Normalkräfte und die gemessenen Abweichungen zwischen der eingestellten Zustellung a_e und der erzielten Zustellung $a_{e,\text{ist}}$ sind in **Abbildung 6.11** dargestellt. Generell treten bei der Bearbeitung der Hartstoffschichten mit den CBN-Werkzeugen höhere Tangential- und Normalkräfte auf als bei der Bearbeitung mit den Diamantwerkzeugen. Des Weiteren liegen die Kräfte bei der Verwendung der Kunstharzbindung, wie bereits in Kapitel 6.2.1 beschrieben, über denen der keramischen Bindung. Mit dem linearen Anstieg des Zeitspanvolumens durch die Erhöhung der Zustellung steigen die Prozesskräfte ebenso linear an.

Bei der Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung werden die eingestellten Zustellungen a_e aufgrund der hohen Härte grundsätzlich nicht erreicht, so dass ein Übermaß von bis zu $10,9\ \mu\text{m}$ erzeugt wurde. Diese Abweichung tritt besonders bei der Verwendung der Kunstharzbindung auf, da diese im Vergleich zur Keramikbindung deutlich elastischer ist. Durch die anschließenden fünf Ausfeuerhübe wird jedoch zu viel Material entfernt, so dass sich ein Untermaß von bis zu $4,2\ \mu\text{m}$ ergibt. Hervorgerufen wird dies zum

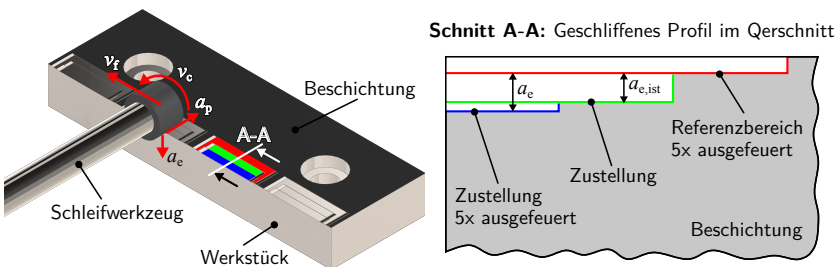
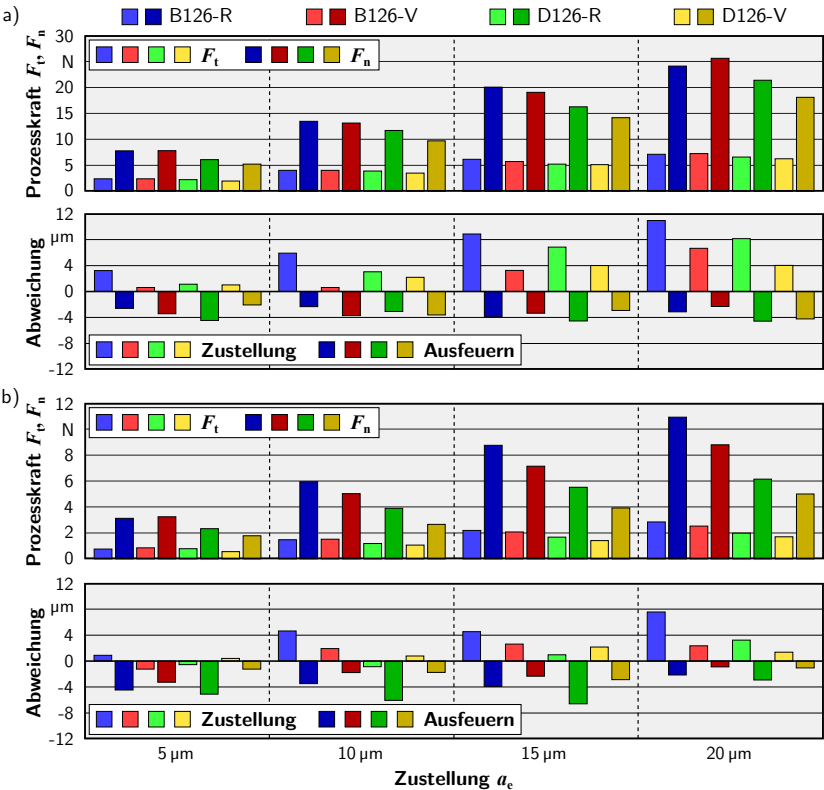


Abbildung 6.10: Skizziertes Vorgehen zur Analyse der Werkzeugabdrängung im Prozess.



Systemgrößen	Modellgrundlagen
Schleifwerkzeuge: B126-R/V, D126-R/V	1. $a_p = 9\text{ mm}$: Referenzieren mit 5x ausfeuern
Abrichtwerkzeug: SiC	2. $a_p = 6\text{ mm}$: Soll-Zustellung
Beschichtung: WC-Co, WSC-Fe	3. $a_p = 3\text{ mm}$: 5x ausfeuern bei Soll-Zustellung
Prozessgrößen beim Abrichten	Prozessgrößen beim Schleifen
Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min ⁻¹	Vorschubgeschwindigkeit v_f : 800 mm min ⁻¹
Geschwindigkeitskoeffizient q_d : 20	Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s ⁻¹
Überdeckungsgrad U_d : 200	Zustellung a_e : 5 μm ...20 μm
Abrichtzustellung a_{cd} : 5 μm	Eingriffsbreite a_p : 3 mm...9 mm
Kühlschmierstoffkonzept: Trocken	Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

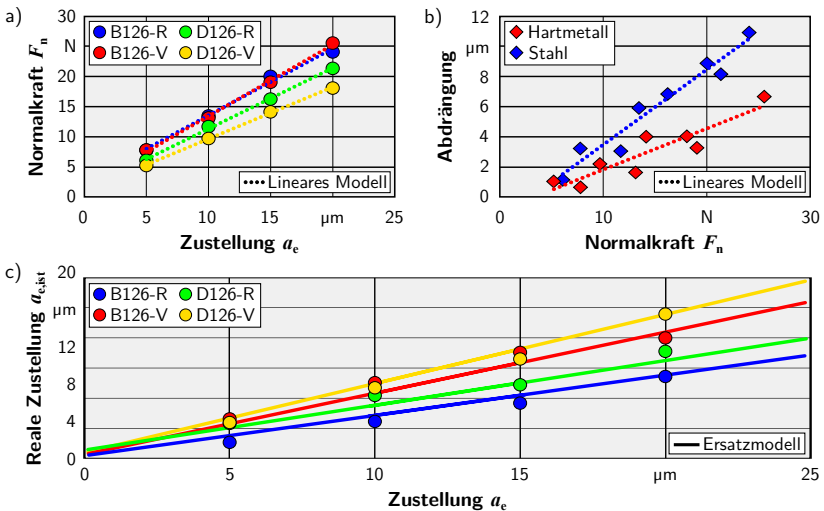
Abbildung 6.11: Ermittelte Prozesskräfte und Abweichungen von der Soll-Zustellung bei der Bearbeitung a) der WC-Co-Beschichtung und b) der WSC-Fe-Beschichtung mit keramisch gebundenen und kunstharzgebundenen CBN- und Diamantwerkzeugen.

einen aufgrund des Rundlauffehlers des Schleifbelags, welcher in Kombination mit dem verbleibenden geringen Zustellbetrag zu einer dynamischen Anregung und zu Auslenkungen der Werkzeuge im Prozess führt. Zum anderen kann sich die Posi-

tioniergenauigkeit der Werkzeugmaschine, welche ebenfalls im unteren einstelligen Mikrometerbereich liegt, negativ auf das erzielte Endmaß auswirken.

Die Wahl der Schneid- und Bindungswerkstoffe weist bei der Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung einen höheren Einfluss auf die Prozesskräfte und somit auf die Abdrängung auf als bei der WC-Co-Beschichtung (Abbildung 6.11b). Ebenso wie bei der hochharten HVOF-Beschichtung treten bei dem keramisch gebundenen Diamantwerkzeug die geringsten Prozesskräfte auf. Des Weiteren werden die Abweichungen zum eingestellten Endmaß sowohl nach der Zustellung als auch nach dem Ausfeuern minimiert. Vergleichbare Ergebnisse hinsichtlich der Maßhaltigkeit werden mit dem keramisch gebundenen CBN-Schleifstift erzielt.

Der Zusammenhang zwischen der Zustellung und der auftretenden Normalkraft kann als lineare Funktion, wie in **Abbildung 6.12a** dargestellt, hinreichend genau für den untersuchte Wertebereich der Zustellung abgebildet werden. Die erstellten linearen Regressionsmodelle weisen für alle Werkzeuge ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,99$



Systemgrößen

Schleifwerkzeuge: B126-R/V, D126-R/V

Abbrichtwerkzeug: SiC

Beschichtung: WC-Co

Prozessgrößen beim Abrichten

Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min^{-1}

Geschwindigkeitskoeffizient q_d : 20

Überdeckungsgrad U_d : 200

Abbrichtzustellung a_{ed} : 5 μm

Kühlschmierstoffkonzept: Trocken

Modellgrundlagen

1. $a_p = 9 \text{ mm}$: Referenzieren mit 5x ausfeuern

2. $a_p = 6 \text{ mm}$: Soll-Zustellung

3. $a_p = 3 \text{ mm}$: 5x ausfeuern bei Soll-Zustellung

Prozessgrößen beim Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f : 800 mm min^{-1}

Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s^{-1}

Zustellung a_e : 5 μm ...20 μm

Eingriffsbreite a_p : 3 mm...9 mm

Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

Abbildung 6.12: Lineare Ersatzmodelle zur Vorhersage der Ist-Zustellung für Zustellungen bis $a_e = 20 \mu\text{m}$. a) Zusammenhang zwischen Soll-Zustellung und Normalkraft. b) Zusammenhang zwischen Normalkraft und Abdrängung. c) Zusammenhang zwischen Soll-Zustellung und erzielter Ist-Zustellung.

auf. Wie in Abbildung 6.12b gezeigt, können jeweils die keramisch gebundenen und die kunstharzgebundenen Werkzeuge aufgrund ihrer identischen Schaftmaterialien hinsichtlich des erzeugten Aufmaßes nach der Zustellung zusammengefasst werden. Für beide Werkstoffe können wiederum lineare Regressionsmodelle erstellt werden, um einen funktionalen Zusammenhang zwischen den gemessenen Normalkräften und der Abdrängung abzubilden. Die Modelle für die Werkzeuge mit Stahl-Schaft weisen ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,94$ und die mit Hartmetall-Schaft von $R^2 = 0,84$ auf.

Durch eine Verkettung der erstellten Regressionsmodelle kann eine Vorhersage über die zu erwartende reale Zustellung unter Berücksichtigung der statischen Werkzeugabdrängung für beliebige Zustellungen getroffen werden. Sofern ein Ausfeuern zur Herstellung bestmöglicher Oberflächen nicht zwingend erforderlich ist, kann somit gezielt eine höhere Zustellung eingestellt werden, um die gewünschte Endkontur ohne notwendige Nachbearbeitung zu erzeugen.

Die Abdrängung der Schleifstifte hängt somit maßgeblich von der Wahl des Werkzeugschaftwerkstoffs ab, der aufgrund seiner geringen Steifigkeit im Vergleich zur Werkzeugmaschine die höchste Nachgiebigkeit aufweist. Die Nachgiebigkeit wird sowohl durch den Elastizitätsmodul des Werkstoffs als auch durch den Durchmesser und der herausragenden Länge aus der Werkzeugaufnahme bestimmt. Bei den eingesetzten Werkzeugen lag ein einheitlicher Schaftdurchmesser von $d = 10\text{ mm}$ mit einer Auskraglänge von $\approx 60\text{ mm}$ vor. Deutliche Unterschiede weisen die Werkzeuge jedoch hinsichtlich des Elastizitätsmoduls auf, da die keramisch gebundenen Schleifstifte einen Hartmetall-Schaft mit einem E-Modul von etwa 530.000 N/mm^2 und die kunstharzgebundenen Werkzeuge einen Stahl-Schaft mit einem E-Modul von etwa 210.000 N/mm^2 aufweisen. Somit sollten bei der Bearbeitung der hochharten Verschleißschutzschichten Schleifwerkzeuge mit einem Hartmetall-Schaft eingesetzt werden, um die von der Abdrängung der Werkzeuge bedingten Form- und Maßabweichungen zu reduzieren.

6.5 Thermische Belastung

Infolge hoher Prozesstemperaturen, wie sie beim Schleifen aufgrund der negativen Spanwinkel oftmals entstehen, können dauerhafte Schädigungen im Gefüge der Beschichtung und dem Substrat oder sogar Delaminationen der Beschichtungen infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten erzeugt werden. Solche Effekte führen im industriellen Einsatz der Funktionsflächen zu einer verminderten Standzeit und sind bei der Prozessauslegung zwingend zu berücksichtigen. Mit Hilfe von Thermoelementen und eines Multikomponenten-Dynamometers wurde im Rahmen dieser Arbeit die Analyse des thermomechanischen Belastungskollektivs im Werkstück durchgeführt. Den Untersuchungen lag ein Versuchsaufbau zugrunde, bei dem pro Experiment fünf Miniatur-Mantel-Thermoelemente vom Typ K (Nickel-Chrom/Nickel mit Edelstahlmantel, $d = 0,25\text{ mm}$) im Abstand von 0 mm bis 1 mm unterhalb der Beschichtung eingebracht wurden (**Abbildung 6.13**). Die Temperatursensoren weisen einen Messbereich von $-200\text{ }^\circ\text{C}$ bis $800\text{ }^\circ\text{C}$ auf. Die Bohrungen zur Positionierung der Sensoren wurden in zwei Stufen eingebracht, um einen möglichst geringen Abstand zur Bohrungswand und somit eine gute Wärmeleitfähigkeit während der Messung der Temperaturgradienten zu ermöglichen.

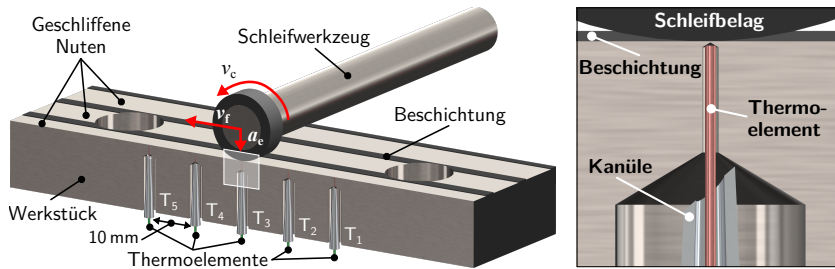


Abbildung 6.13: Positionierung der Thermoelemente unterhalb der Hartstoffbeschichtung zur Bestimmung der Prozesstemperatur im Werkstück.

Die experimentellen Untersuchungen wurden anhand eines LHD-Versuchsplans mit 30 Parameterkombinationen durchgeführt (**Tabelle 6.4**). Dabei wurden Nuten unter Variation der vier Prozessgrößen Vorschubgeschwindigkeit v_f von 100 mm min^{-1} bis $2.000 \text{ mm min}^{-1}$ und Zustellung v_c von $5 \mu\text{m}$ bis $20 \mu\text{m}$ sowie werkzeugseitig des Bindungsmaterials (Kunstharz/Keramik) und werkstückseitig des Beschichtungswerkstoffes (WC-Co/WSC-Fe) geschliffen. Die Anzahl der Überläufe pro Versuchsreihe wurde für jede Versuchsprobe individuell anhand von mikroskopischen Schichtdickenmessungen festgelegt und lag bei der WC-Co-Beschichtung zwischen 13 und 59 sowie bei der WSC-Fe-Beschichtung zwischen 16 und 71. Dieses Vorgehen ermöglichte die Zerspanung eines vergleichbaren Materialabtrags der Beschichtung, ohne die darunterliegenden Thermoelemente zu zerstören.

Tabelle 6.4: LHD-Versuchsplan zur Analyse der thermischen Belastung beim Schleifen von Hartstoffschichten unter Verwendung von keramisch gebundenen und kunstharzgebundenen Diamantschleifwerkzeugen.

Nr.	Kombination Bind./Besch.	a_c (μm)	v_f (mm min^{-1})	Nr.	Kombination Bind./Besch.	a_c (μm)	v_f (mm min^{-1})
1	R WC-Co	14	2.000	16	V WC-Co	9	1.750
2	R WSC-Fe	12	1.900	17	R WC-Co	6	1.600
3	V WSC-Fe	16	100	18	V WC-Co	14	1.200
4	R WSC-Fe	15	1.050	19	R WC-Co	9	100
5	R WSC-Fe	8	1.350	20	R WSC-Fe	11	350
6	R WC-Co	18	1.450	21	V WC-Co	10	200
7	R WSC-Fe	18	350	22	V WSC-Fe	17	1.750
8	V WSC-Fe	10	1.450	23	V WSC-Fe	5	1.050
9	R WC-Co	20	500	24	R WC-Co	7	750
10	R WC-Co	11	1.350	25	R WSC-Fe	5	650
11	V WSC-Fe	6	2.000	26	V WSC-Fe	12	750
12	V WC-Co	7	900	27	V WSC-Fe	8	200
13	V WC-Co	20	1.200	28	V WC-Co	16	1.900
14	R WC-Co	15	650	29	R WSC-Fe	19	1.600
15	V WSC-Fe	19	900	30	V WC-Co	17	500

Zustellung a_c , Vorschubgeschwindigkeit v_f , Keramikbindung V, Kunstharzbindung R

Die Auswertung der Messdaten basiert auf dem Verlauf der Prozesskräfte und der Temperaturen während der gesamten Versuchsdauer. Hierbei konnte ein Anstieg der Prozesskräfte während des Einlaufverhaltens der ersten Übergänge sowie ein kontinuierlicher Anstieg der maximalen Temperaturen mit reduziertem Abstand zur eingebrachten Wärmequelle nachgewiesen werden. Ein exemplarischer Verlauf der Messdaten ist in **Abbildung 6.14** für den letzten Überlauf beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung mit einem kunstharzgebundenen Diamantwerkzeug dargestellt. Die maximalen Temperaturen wurden dabei erwartungsgemäß mit den beiden Thermoelementen T_1 und T_4 , die jeweils direkt unterhalb der Beschichtung lagen, erreicht. Der zeitliche Versatz der einzelnen Temperaturmaxima resultiert aus dem Abstand der Thermoelemente von 10 mm entlang der Schleifbahn. Im Laufe der Untersuchungen erreichten die Thermoelemente unterhalb der Beschichtung bei keinem Experiment Temperaturen über 41 °C. Aufgrund des relativ geringen Wärmeeintrags kann eine Erwärmung des Werkstücks über den zeitlichen Verlauf der Versuchsreihe vernachlässigt werden, so dass von einer konstanten Ausgangstemperatur von 22,5 °C ausgegangen werden kann.

Basierend auf den gemessenen Temperaturmaxima im Bauteil wurden DACE-Modelle zur Vorhersage der thermischen Belastung erstellt. Die berechneten Temperaturverläufe in Abhängigkeit der Prozessparameter sind für die vier Werkzeug-Werkstück-Paarungen in **Abbildung 6.15** dargestellt.

Bei der Bearbeitung der hochharten WC-Co-Beschichtung mit dem kunstharzgebundenen Werkzeug kann ein deutlich höherer Temperaturanstieg mit steigendem

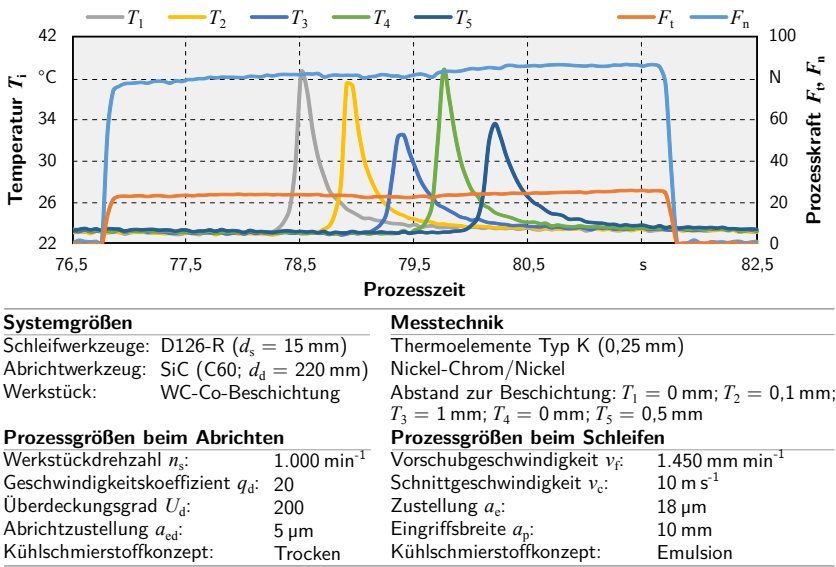
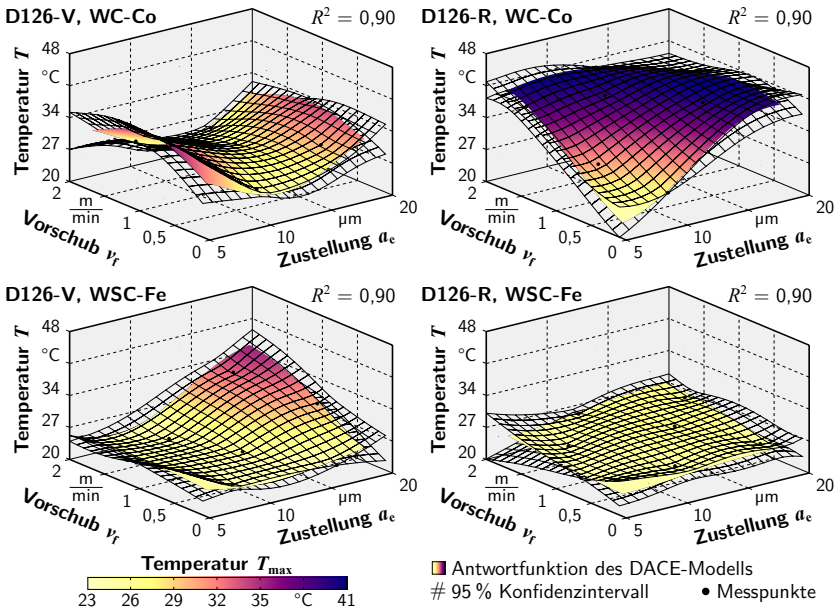


Abbildung 6.14: Exemplarische Darstellung der gemessenen Prozesskräfte und -temperaturen für einen Überlauf mit geringem Abstand von 0 mm bis 1 mm zu den Thermoelementen.

**Systemgrößen**

Schleifwerkzeug: D126-V und D126-R
 Abrichtwerkzeug: SiC F60
 Beschichtung: WSC-Fe und WC-Co

Prozessgrößen beim Abrichten

Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min^{-1}
 Geschwindigkeitskoeffizient q_d : 0,85
 Überdeckungsgrad U_d : 200
 Abrichtzustellung a_{ed} : 1 μm
 Kühlschmierstoffkonzept: Trocken

Modellgrundlagen

DACE, LHD-Versuchsplan, 30 Versuche
 Thermoelemente Typ K (0,25 mm)
 Nickel-Chrom/Nickel

Prozessgrößen beim Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f : 0,1 m min^{-1} ... 2 m min^{-1}
 Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s^{-1}
 Zustellung a_e : 5 μm ... 20 μm
 Eingriffsbreite a_p : 10 mm
 Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

Abbildung 6.15: DACE-Modell zur Vorhersage der maximalen Temperaturverläufe im Werkstück direkt unterhalb der WC-Co- und WSC-Fe-Beschichtungen.

Zeitspanvolumen Q_w verzeichnet werden als bei Verwendung der Keramikbindung. Der Verlauf weist sowohl für die Vorschubgeschwindigkeit als auch für die Zustellung eine ähnliche Steigung auf und erreicht schnell die maximale Temperatur $T \approx 41^\circ\text{C}$. Für das keramisch gebundene Werkzeug konnte kein stetiger Zusammenhang zwischen der Temperatur und dem Zeitspanvolumen Q_w nachgewiesen werden. Hierbei erreicht das Modell bei der Vorschubgeschwindigkeit $v_f \approx 1.000 \text{ mm min}^{-1}$ sowohl für die geringe Zustellung $a_e = 5 \mu\text{m}$ als auch bei der maximalen Zustellung $a_e = 20 \mu\text{m}$ die Maximaltemperatur $T \approx 35^\circ\text{C}$. Dazwischen liegt das Temperaturniveau bei $T \approx 30^\circ\text{C}$.

Ein gegenläufiger Verlauf der Prozesstemperaturen konnte für die Bearbeitung der lichtbogengespritzten WSC-Fe-Beschichtung nachgewiesen werden. Unter Verwendung der Keramikbindung steigt die Prozesstemperatur mit Erhöhung des Vorschubs und der Zustellung stetig bis zum Erreichen der Maximaltemperatur $T_{\text{max}} \approx 35^\circ\text{C}$ an.

Im Gegensatz dazu konnte kein signifikanter Anstieg der Temperaturen im Bauteil beim Schleifen mit kunstharzgebundenen Werkzeugen ermittelt werden.

Die Abweichungen der maximalen Temperaturen beider Bindungssysteme können auf die unterschiedlich hohen Prozesskräfte zurückgeführt werden (Abbildung 6.3). Die über die Kontaktzone zugeführte mechanische Leistung P , resultierend aus den Prozesskräften F_n und F_t sowie der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Schnittgeschwindigkeit v_c , kann wie folgt abgeschätzt werden [Wer71, Pac00]

$$P = F_t \cdot (v_c \pm v_w) + F_n \cdot v_w.$$

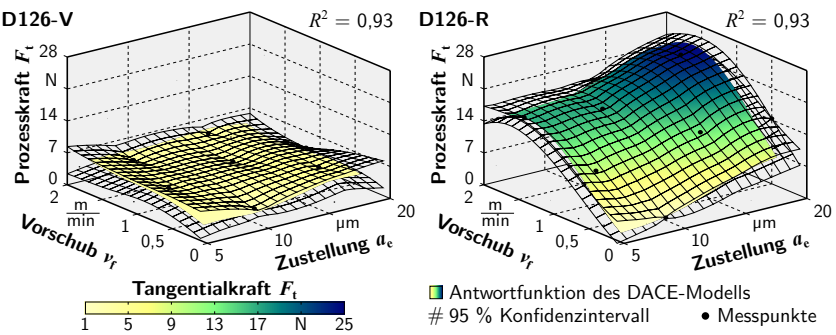
(6.3)

Dabei beschreibt der Term $v_c \pm v_w$ die Wirkgeschwindigkeit, wobei das positive Vorzeichen für den Fall gegenläufiger Bewegungsrichtung von Schleifscheibe und Werkstück an der Wirkstelle gilt und das negative Vorzeichen im Fall des Gleichlaufs Verwendung findet. Unter der Annahme, dass die Schnittgeschwindigkeit wesentlich größer ist als die vorliegenden Vorschubgeschwindigkeiten $v_c \gg v_w$, kann der Einfluss der Normalkraft vernachlässigt werden $F_t (v_c \pm v_w) \gg F_n v_w$. Somit wird eine direkt proportionale Abschätzung der Schnittleistung P_s mit der Tangentialkraft F_t ermöglicht:

$$P_s = F_t \cdot v_c.$$

(6.4)

Der Vergleich mit den gemessenen Tangentialkräften in **Abbildung 6.16** bestätigt die Gültigkeit dieser Annahme zur Ermittlung der maximalen Temperaturen für das kunstharzgebundene Werkzeug. Die maximalen Tangentialkräfte treten hierbei bei den höchsten Zeitspannvolumina auf, wobei die Vorschubgeschwindigkeit einen größeren



Systemgrößen		Modellgrundlagen	
Schleifwerkzeug: D126-V und D126-R		DACE, LHD-Versuchsplan, 30 Versuche	
Abrichtwerkzeug: SiC F60		Prozesskraft gemittelt aus 3 Zustellungen	
Beschichtung: WC-Co			
Prozessgrößen beim Abrichten		Prozessgrößen beim Schleifen	
Werkstückdrehzahl n_s :	1.000 min ⁻¹	Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,1 m min ⁻¹ ...2 m min ⁻¹
Geschwindigkeitskoeffizient q_d :	0,85	Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s ⁻¹
Überdeckungsgrad U_d :	200	Zustellung a_e :	5 μm...20 μm
Abrichtzustellung a_{ed} :	1 μm	Eingriffsbreite a_p :	10 mm
Kühlschmierstoffkonzept:	Trocken	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

Abbildung 6.16: DACE-Modell der Prozesskraft F_t beim Schleifen der WC-Co-Beschichtung.

Einfluss auf die Prozesskraft aufweist als die Zustellung. Dieser Effekt ist in dem höheren Anstieg der Spannungsdicke begründet. Bei dem Einsatz der keramischen Bindung wurden über den gesamten Parameterwerteraum annähernd konstante Kräfte gemessen, jedoch ging hierbei auch ein höherer Werkzeugverschleiß einher, so dass die eingestellten Zustellungen nicht erreicht und somit die Prozesskräfte verringert wurden.

Zur Validierung der mit Hilfe der Thermoelemente ermittelten Temperaturen sind in **Abbildung 6.17** Mikroskopaufnahmen von metallurgischen Gefügeuntersuchungen dargestellt. Die Aufnahmen zeigen den C45-Substratwerkstoff mit der HVOF-gespritzten WC-Co-Beschichtung sowohl vor als auch nach dem Schleifprozess mit den jeweils höchsten gemessenen Temperaturen. Infolge hoher Temperaturen oberhalb der Austenitisierungstemperatur von 840 °C bis 860 °C wäre in dem, mit Salpetersäure angeätzten, Gefügeschliff eine Umwandlung der Korngrenzen in Form einer Martensitbildung oder weißen Schichten an der geschliffenen Randzone der Proben erkennbar. Wie die geringen Prozesstemperaturen vermuten lassen, konnten keine temperaturbedingten Gefügeumwandlungen identifiziert werden.

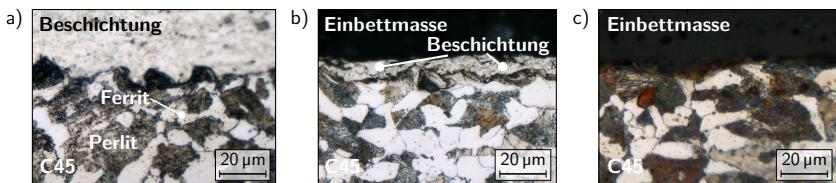


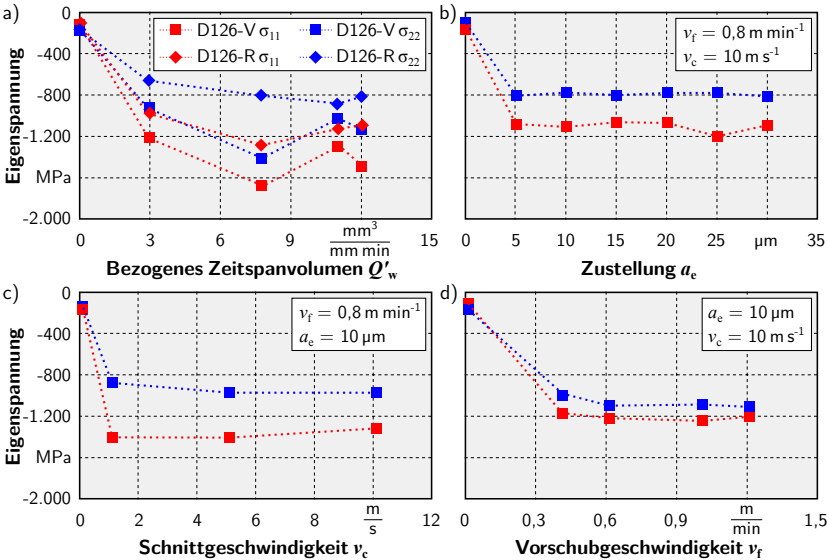
Abbildung 6.17: Mikroskopische Gefügaufnahmen der WC-Co-beschichteten C45-Proben. a) Ohne Nachbearbeitung. b) Geschliffen mit einem keramisch gebundenen Werkzeug (V12). c) Geschliffen mit einem kunstharzgebundenen Werkzeug (V06).

6.6 Eigenspannungen

Neben der Topographie und der Mikrohärtigkeit von Oberflächen wirken sich auch die Eigenspannungen in der Randzone wesentlich auf das Verschleißverhalten von Oberflächen aus. Dabei können Zugeigenspannungen die Bildung von Mikrorissen in der Oberfläche und zu hohe Druckeigenspannungen Ausbrüche und Abplatzungen bzw. eine Delamination der Beschichtung begünstigen. Moderate Druckeigenspannungen von 1.000 MPa bis 1.500 MPa können hingegen eine Verbesserung der Beständigkeit gegen Abrasivverschleiß bewirken, indem einer einhergehenden Rissbildung im Inneren des Gefüges entgegen gewirkt wird [HHW01]. Der initiale Eigenspannungszustand beschichteter Oberflächen wird durch die Interaktion einer Vielzahl an Parametern aus dem Beschichtungsprozess, wie z.B. Substrattemperatur, Anzahl der Überläufe, Abstand der Sprühpistole zur Oberfläche und dessen Verfahrensgeschwindigkeit, bestimmt [Bau11, SHB⁺15].

Hinsichtlich einer idealen Verschleißbeständigkeit wird ein gradierter Eigenspannungsverlauf angestrebt, bei dem das Maximum direkt unter der Oberfläche liegt und in einem geringen Abstand unter der Oberfläche wieder auf ein moderates Niveau abfällt,

um Delaminationen der Beschichtung zu vermeiden. Zusätzlich zu dem eigentlichen Beschichtungsprozess kann eine Modifikation des Eigenspannungszustands auch nach dem Beschichten sowohl durch eine thermische als auch eine mechanische Belastung erreicht werden. Da eine nachträgliche Temperung der Bauteile jedoch sehr zeit- und kostenintensiv ist, wurde im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz verfolgt, die Randzone direkt durch die Schleifbearbeitung zu beeinflussen. Diesbezüglich wurden vier Versuchsreihen durchgeführt, bei denen zunächst der Einfluss des Bindungswerkstoffs und anschließend die relevanten Prozessparameter auf den Eigenspannungszustand der WC-Co-Beschichtung analysiert wurden. Mit Hilfe der Röntgendiffraktometrie, die am *Lehrstuhl für Werkstoffkunde der TU Dortmund* durch *Frau Dr. Selvadurai* durchgeführt wurde, konnten die Eigenspannungszustände der geschliffenen Werkstückrandzone sehr präzise quantifiziert werden (**Abbildung 6.18**). Die initialen Eigenspannungszu-



Systemgrößen		Messtechnik	
Schleifwerkzeuge: D126-V/R ($d_s = 15\text{ mm}$; $b_s = 10\text{ mm}$)		XDR-Analyse	
Abrichtwerkzeug: SiC (F60; $d_d = 220\text{ mm}$; $b_d = 13\text{ mm}$)		Kupfer Detektor ($\text{CuK}\alpha$)	
Werkstück: WC-Co-Beschichtung		Röntgenreflex WC-211	
Prozessgrößen beim Abrichten		Prozessgrößen beim Schleifen	
Werkstückdrehzahl n_s :	1.000 min^{-1}	Vorschubgeschwindigkeit v_f :	$0,2\text{ m min}^{-1} \dots 1,2\text{ m min}^{-1}$
Geschwindigkeitskoeffizient q_d :	20	Schnittgeschwindigkeit v_c :	$1\text{ m s}^{-1} \dots 10\text{ m s}^{-1}$
Überdeckungsgrad U_d :	200	Zustellung a_e :	$5\text{ }\mu\text{m} \dots 30\text{ }\mu\text{m}$
Abrichtzustellung a_{ed} :	$5\text{ }\mu\text{m}$	Eingriffsbreite a_p :	4 mm
Kühlschmierstoffkonzept:	Trocken	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

Abbildung 6.18: Eigenspannungszustände in der Randzone geschliffener WC-Co-Beschichtungen unter Variation von a) Bindung und bezogenem Zeitspanvolumen [SHB⁺15], b) Zustellung, c) Schnittgeschwindigkeit und d) Vorschubgeschwindigkeit.

stände die bei den Parameterwerten 0 eingezeichnet sind, wurde jeweils auf einem nicht bearbeiteten Bereich der jeweiligen Versuchswerkstücke gemessen.

Die Grundlage für die Auswertung der Eigenspannungen bildet die $\sin^2 \psi$ -Methode, mit der die Zusammensetzung von kristallinen Werkstoffen erfasst werden kann. Dabei werden die Röntgenreflexe einzelner Elemente in definierten Winkelschritten von 0° bis 60° , den sogenannten Bragg-Winkeln, ermittelt und unter Berücksichtigung der Materialkenngrößen Poissonzahl ν und Elastizitätsmodul E für die Bestimmung des Eigenspannungszustands verwendet [All03]. Zur Erzeugung der Röntgenstrahlen wurde eine Kupfer-Röhre verwendet, deren Strahlung bis zu $4\mu\text{m}$ in die Oberfläche eindringt [SHB⁺15].

Um eine bestmögliche Aussage über den Einfluss des Schleifprozesses auf den Eigenspannungszustand treffen zu können, wurden Messungen sowohl in Schleifrichtung σ_{11} als auch orthogonal dazu durchgeführt σ_{22} . Bei allen Versuchsproben lag der initiale Eigenspannungszustand im Bereich von -348 MPa bis -372 MPa vor. Generell traten bei allen Messungen orthogonal zu den Schleifriefen geringere Eigenspannungen auf, da sich das plastisch-elastisch verformte Material dort in Richtung der Schleifriefen wieder etwas ausdehnen kann.

Am Beispiel von Schleifwerkzeugen mit Diamantkörnern der Größe $d_k = 126\mu\text{m}$ konnte gezeigt werden, dass unter Verwendung der Keramikbindung höhere Druckeigenspannungen erzeugt werden konnten als mit kunstharzgebundenen Werkzeugen. Im Mittel wurden Eigenspannungen von -1.100 MPa bis -1.300 MPa mit Hilfe der keramisch gebundenen Schleifstifte eingestellt. Dies entspricht in etwa den aus der Literatur bekannten Eigenspannungen von geschliffenen WC-Co-Beschichtungen bzw. Hartmetallen [HHW01, YOJL14].

Hinsichtlich der verwendeten Zustellungen, Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten konnte keine Beeinflussung der Eigenspannungsverteilung in der Randzone nachgewiesen werden. Die gemessenen Verläufe weisen quasi konstante Eigenspannungen im Bereich von -1.150 MPa bis -1.200 MPa auf. Entgegen der Annahme, dass bei der Schleifbearbeitung mit geringen Schnittgeschwindigkeiten ($v_c < 5\text{ ms}^{-1}$) das Maß an induzierter Eigenspannung ansteigt, wie dies bei Stahlwerkstoffen der Fall ist, konnte dieser Einfluss für die kleinen Schleifwerkzeuge nicht nachgewiesen werden [BG03, Sch99]. Eine mögliche Ursache hierfür sind die hohen Werte der erzeugten Druckeigenspannungen im Vergleich zu geschliffenen Stahlwerkstoffen (-300 MPa bis -500 MPa) [DGL16, JBM⁺11b].

6.7 Polierschleifen mit elastisch gebundenem Korn

Unter Verwendung konventioneller Schleifwerkzeuge mit Korngrößen $d_k > 46\mu\text{m}$ konnten bei der Bearbeitung der hochharten WC-Co-Beschichtungen im Rahmen dieser Arbeit trotz angepasster Prozessparameter keine Oberflächenn mit Rautiefen von $R_z < 3\mu\text{m}$ gefertigt werden. Aufgrund der stetig ansteigenden Anforderungen an die tribologisch beanspruchten Oberflächen werden jedoch immer glattere Topographien gefordert [LBG98]. Eine flexible Möglichkeit zur Verbesserung der Oberflächen von Hartmetallen bietet die Bearbeitung mit elastisch gebundene Schleifwerkzeuge mit feinen Diamantkörnern $d_k < 10\mu\text{m}$, die z.B. zur Nachbearbeitung von Bohrernuten und

Schneidkanten eingesetzt werden können [Hey15]. Da diese Werkzeugbindungen nur über sehr eingeschränkte Kornhaltekräfte verfügen, wird bei deren Einsatz kaum Material entfernt, sondern lediglich überstehende Materialspitzen geglättet bzw. verrundet.

Zur Analyse des Einflusses der Korngröße-Bindung-Kombination auf die gefertigte Oberflächengüte wurden keramisch gebundene Werkzeuge mit den Korngrößen d_k 15 μm , 25 μm und 35 μm mit elastisch gebundenen Werkzeugen der Korngröße $d_k = 10 \mu\text{m}$ sowie drei unterschiedlichen Bindungshärten zur Nachbearbeitung einer vorbearbeiteten Oberfläche eingesetzt. Die Härte der elastischen Bindungen wird in *Shore*, einer Kennzahl aus der Kunststofftechnik, angegeben und resultiert aus der Eindringtiefe eines definierten Prüfkörpers, der mit einer Federkraft auf den Werkstoff einwirkt. Die Prüfverfahren sind nach *DIN ISO 7619-1* und *VDI/DE 2616 Blatt 2* genormt, und der Betrag der Kennzahl liegt zwischen 0 Shore (2,5 mm Eindringtiefe) und 100 Shore (0 mm Eindringtiefe) [DIN12, VDI14]. Bei dem Prüfverfahren wird zwischen Shore-A, -B, -C und -D unterschieden, wobei dabei die Form des Indenters, die Prüfkraft sowie die -dauer an das jeweilige Elastomer anzupassen sind. Weichelastische Elastomere werden in Shore-A und zähelastische Elastomere in Shore-D angegeben. Laut Herstellerangaben weisen die eingesetzten Werkzeuge folgende Härtegrade auf:

- *EGDIA* Shore-A 70 (ca. Shore-D 18),
- *EGDA2* Shore-D 60,
- *EGDID* Shore-D 80.

Bei der Herstellung von Oberflächentopographien mit geringen Rautiefen gewinnt die Ausprägung von Oberflächenfehlern in Form von Ausbrüchen oder Fehlstellen in der Mikrogestalt der Werkstoffe zunehmend an Bedeutung, weil diese maßgeblich von der Auswahl der Schleifwerkzeuge beeinflusst werden. Da die auftretenden Oberflächenfehler taktil nicht von den erzeugten Schleifriefen zu unterscheiden sind, wurde eine detaillierte Analyse der gefertigten Oberflächen mittels Rasterelektronenmikroskop, wie in **Abbildung 6.19** dargestellt, durchgeführt.

Die Ausprägung der Schleifriefen ist bei den drei keramisch gebundenen Werkzeugen klar erkennbar, wobei die Anzahl und Größe der Fehlstellen im Material mit kleiner werdender Korngröße abnimmt. Besonders auffällig sind hierbei die Ausbrüche an den Spitzen der Oberflächentopographie, bei denen ganze Hartstoffpartikel aus dem Werkstück entfernt wurden. Infolge des Materialabtrags bewirkt die Verringerung der Korngröße eine deutliche Verbesserung der Oberflächenrauheit. Dementgegen wird durch den Einsatz der elastischen Werkzeuge nur eine geringere Verbesserung der gemittelten Rautiefe erzielt. Im Vergleich zu der Ausgangsoberfläche ist der Anteil der Fehlstellen in der Oberfläche jedoch deutlich geringer. Dies kann auf die höheren Normalkräfte zurückgeführt werden, die dazu führen, dass bei der Umformung der Profilspitzen die weichere Kobalt-Matrix des Beschichtungsmaterials in die Fehlstellen hinein gedrückt wird. In Folge der Bearbeitung mit einem Werkzeug der härtesten elastischen Bindung *EGDID* wird zudem die Gefügestruktur des Beschichtungswerkstoffs, in Form von Korngrenzen zwischen den WC-Hartstoffpartikel und der Co-Bindermatrix, deutlich sichtbar.

Bestätigt werden kann dieser Effekt mit Hilfe der energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDX) (**Abbildung 6.20**). Die EDX-Aufnahmen zeigen verglichen mit Kobalt

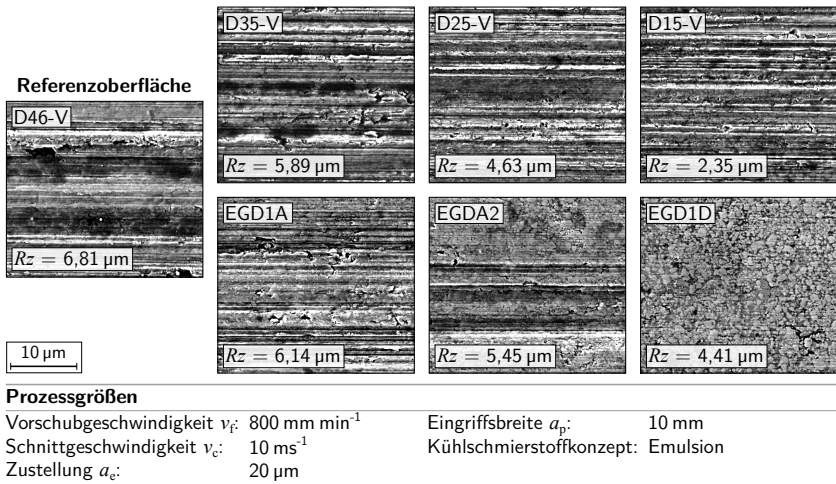


Abbildung 6.19: REM-Aufnahmen geschliffener WC-Co-beschichteter Oberflächen unter Verwendung unterschiedlicher Korngrößen in keramischer und elastischer Bindung.

einen deutlich höheren Anteil an Wolfram-Elementen im Bereich der freigelegten Karbide. Anhand der Wolfram-Verteilung können auch in der REM-Aufnahme der D15-V-geschliffenen Oberfläche trotz Schleifriefen die Karbide visualisiert werden. Die dargestellte Anzahl der Röntgenreflexe der Wolfram- und Kobalt-Elemente in Abhängigkeit von der eingebrachten Energie der Röntgenquanten zeigt für beide Oberflächen nahezu identische Verläufe.

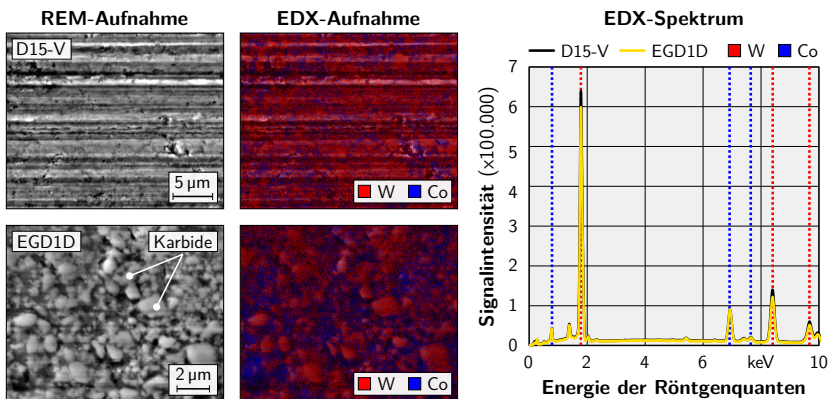


Abbildung 6.20: Energiedispersive Röntgenspektroskopie geschliffener WC-Co-beschichteter Oberflächen unter Verwendung keramischer und elastischer Bindungen.

Da unter Verwendung der härtesten Bindung die höchste Oberflächenglättung erzielt werden konnte, wurde für diesen Bindungstyp der Zusammenhang zwischen den Prozessparameterwerten und der Ausgangsrauheit auf das Prozessergebnis analysiert. Die Versuchsreihen basieren auf einem LHD-Versuchsplan unter Variation der Zustellung und der Vorschubgeschwindigkeit (**Tabelle 6.5**). Aufgrund der Elastizität der Bindung betrugen hierbei die Zustellungen bis zu $a_e = 30\mu\text{m}$, so dass trotz Deformation der Bindung ein Eingriff entlang der gesamten Breite des Schleifbelags gewährleistet wurde. Zur Vergleichbarkeit der erzeugten Oberflächen wurden die Werkstücke durch einen Flachsleifprozess mit einer feinen keramisch gebundenen Diamantschleifscheibe D25-V vorbearbeitet, so dass eine Ausgangsrautiefe von $R_z = 0,2\mu\text{m}$ bis $0,7\mu\text{m}$ vorlag.

Tabelle 6.5: LHD-Versuchsplan zur Analyse des Schleifprozesses mit elastisch gebundenen Diamantwerkzeugen.

Nr.	a_e (μm)	v_f (mm min^{-1})	Nr.	a_e (μm)	v_f (mm min^{-1})	Nr.	a_e (μm)	v_f (mm min^{-1})
1	15	1.400	7	5	800	13	10	300
2	25	200	8	5	1.300	14	20	1.500
3	20	2.000	9	20	1.000	15	30	1.600
4	5	1.800	10	30	400	16	15	900
5	10	1.900	11	30	1.200			
6	15	600	12	25	700			
Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_f , Zeilenabstand $a_p = 10\text{mm}$								

Exemplarisch sind in **Abbildung 6.21** zwei Aufnahmen der Werkstücktopographien vor und nach dem Polierschleifen dargestellt. Auf der in **Abbildung 6.21a**) gezeigten Oberfläche sind die Schleifriefen der Vorbearbeitung deutlich erkennbar und weisen eine Profilhöhe von etwa $1,4\mu\text{m}$ auf. Nach dem Polierschleifprozess konnte die Profilhöhe auf $0,6\mu\text{m}$ reduziert werden. Von der vorherigen Bearbeitung sind jedoch noch die tiefsten Schleifriefen vorhanden, so dass eine orthogonal gekreuzte Struktur erzeugt wurde.

Die Profilverläufe repräsentieren jeweils ein Höhenprofil der Oberfläche quer zur Schleifrichtung der Vorbearbeitung. Die Einebnung der Profilspitzen nach dem Polierschleifen weist eine deutliche Glättung des Oberflächenprofils auf. Zudem wird aufgrund von Ploughing-Effekten Material in die feinen Schleifriefen verdrängt, so dass die Anzahl der Profiltäler verringert wird. Unter Berücksichtigung der Materialanteilskurven des gesamten Messbereichs kann eine Einebnung der Oberflächentopographie bestätigt werden. Beide Abbott-Kurven weisen jedoch einen für Schleifprozesse charakteristischen Verlauf auf, bei dem die Anteile der reduzierten Spitzenhöhe und der reduzierten Riefentiefe in etwa gleich groß sind und die Kernrautiefe deutlich ausgeprägt ist.

Für die Auslegung des Polierschleifens wurden auf Basis des LHD-Versuchsplans (**Tabelle 6.5**) DACE-Modelle zur Vorhersage der Prozesskräfte und der erzielten Oberflächenrauheiten erstellt, die zusätzlich zu den Prozessparameterwerten auch die initialen gemittelten Rautiefen der Oberflächen vor der Versuchsdurchführung berücksichtigen. Der Prozesskraftverlauf in **Abbildung 6.22a** zeigt, dass die Normalkräfte

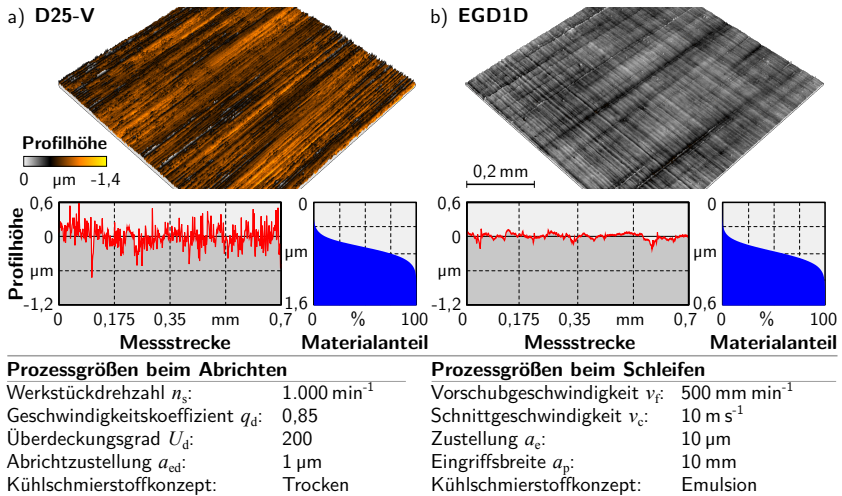
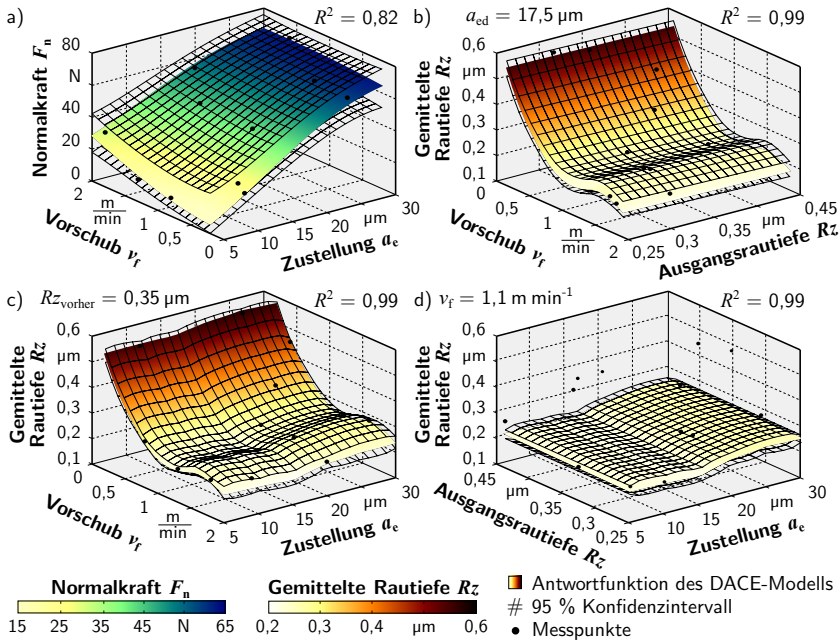


Abbildung 6.21: Weißlichtmikroskopische Aufnahmen, Oberflächenprofile und Materialtraganteilskurven a) geschliffener und b) polierter Oberflächen.

mit zunehmender Zustellung von 15 N auf 65 N signifikant ansteigen. Dementgegen hat eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit einen vergleichsweise geringen Anstieg der Kraft bei geringen Zustellungen zur Folge. Unter der Annahme einer konstanten Zustellung von $a_e = 17,5 \mu\text{m}$ weist die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit, unabhängig von der Ausgangsrautiefe vor der Bearbeitung, einen wesentlichen Einfluss auf die erzeugte Oberflächengüte auf (Abbildung 6.22b). Durch die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit v_f von 200 mm min^{-1} auf $1.000 \text{ mm min}^{-1}$ wird eine Verringerung der gemittelten Rautiefe R_z von $0,65 \mu\text{m}$ auf etwa $0,25 \mu\text{m}$ erzielt. Ein ähnlicher Zusammenhang ergibt sich auch unter Annahme einer konstanten Rautiefe der Oberfläche vor dem Polierschleifen (Abbildung 6.22c). Bei Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit bis $v_f = 1.000 \text{ mm min}^{-1}$ wird eine Verringerung der Oberflächenrauheit erzielt, wobei die eingestellte Zustellung hierbei einen vernachlässigbar geringen Einfluss aufweist. Der geringe Einfluss der Zustellung auf das Prozessergebnis kann ebenfalls bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit bestätigt werden (Abbildung 6.22d). Dabei tritt eine leichte Verringerung der Rautiefe zwischen $a_e = 15 \mu\text{m}$ und $20 \mu\text{m}$ auf.

Zur Erzeugung einer bestmöglichen Oberflächenqualität empfiehlt sich somit anhand der erstellten DACE-Modelle eine mittlere Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 1.000 \text{ mm min}^{-1}$ und eine Zustellung von $a_e = 17,5 \mu\text{m}$. Positiv wirkt sich diese Prozessparameterwertekombination ebenfalls auf die Prozesskräfte aus, da hierbei eine moderate Normalkraft von etwa 45 N zu erwarten ist.

**Systemgrößen**

Schleifwerkzeug: EGD1D (D10 elastisch)
 Abrichtwerkzeug: SiC (FEPA F60)
 Werkstück: WC-Co-Beschichtung

Prozessgrößen beim Abrichten

Werkstückdrehzahl n_s : 1.000 min^{-1}
 Geschwindigkeitskoeffizient q_d : 0,85
 Überdeckungsgrad U_d : 200
 Abrichtzustellung a_{ed} : 1 μm
 Kühlschmierstoffkonzept: Trocken

Modellgrundlagen

DACE, LHD-Versuchsplan mit 16 Versuchen
 Gemittelte Kraft und Rautiefe aus 3 Messungen
 Ausgangsrautiefe $R_{z\text{vorher}} = 0,35 \mu\text{m}$

Prozessgrößen beim Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f : 0,2 m min^{-1} ... 2 m min^{-1}
 Schnittgeschwindigkeit v_c : 10 m s^{-1}
 Zustellung a_e : 5 μm ... 30 μm
 Eingriffsbreite a_p : 10 mm
 Kühlschmierstoffkonzept: Emulsion

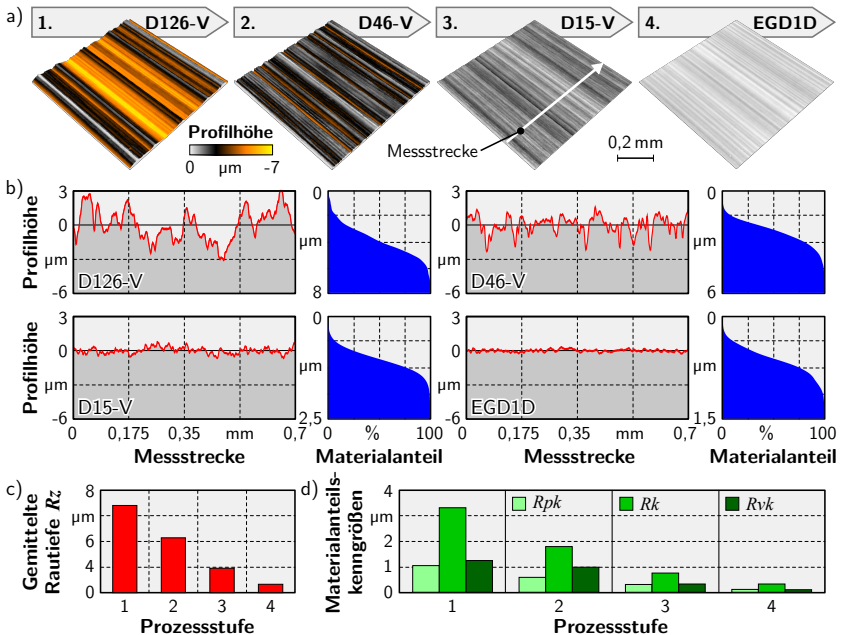
Abbildung 6.22: DACE-Modelle zur Vorhersage der Normalkraft und der gemittelten Rautiefe beim Polierschleifen von WC-Co-Beschichtungen. a) Normalkraft in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit und der Zustellung. Gemittelte Rautiefe in Abhängigkeit b) Vorschubgeschwindigkeit und Ausgangsrautiefe, c) Vorschubgeschwindigkeit und Zustellung und d) Ausgangsrautiefe und Zustellung.

6.8 Mehrstufige Schleifbearbeitung

Wie aus den Untersuchungen zum Polierschleifen hervorgeht, ist zur Fertigung von Oberflächentopographien mit geringen Rautiefen eine sukzessive Verringerung der Korngröße in mehreren Stufen notwendig, da die Polierschleifwerkzeuge selbst keinen nennenswerten Materialabtrag erzielen. Um die Reduktion der Rautiefe in Abhängigkeit der Korngröße zu analysieren, wurden in vier aufeinander folgenden Bearbeitungsschritten die Korngrößen in den Abstufungen 126 μm , 46 μm , 15 μm und

10 μm schrittweise verringert. Die erzeugten Oberflächentopographien nach jedem Bearbeitungsschritt werden in **Abbildung 6.23** für die WC-Co-Beschichtung und in **Abbildung 6.24** für die WSC-Fe-Beschichtung gegenübergestellt.

Für die Erzeugung der makroskopischen Werkstückgestalt ist im ersten Bearbeitungsschritt der Einsatz von Schleifwerkzeugen mit vergleichsweise großem Schleifkorn empfehlenswert, da die aus dem Beschichtungsprozess resultierende inhomogene Schichtdicke zu einer erhöhten Werkzeugbelastung führt. Werkzeuge mit Korngrößen $d_k < 46 \mu\text{m}$ weisen geringere Kornhaltekräfte auf, die dabei zu einem verstärkten Werkzeugverschleiß führen können. Da nach dem ersten Bearbeitungsschritt mit dem Werkzeug mit der Korngröße 126 μm eine Profilhöhe von etwa 7 μm vorlag, erfolgte anschließend eine Einebnung der Profilspitzen durch den Einsatz der Schleifwerkzeuge mit den Korngrößen 46 μm und 15 μm . Die jeweiligen Zustellungen wurden dabei so gewählt, dass die vorherigen Profilspitzen vollständig abgetragen wurden. Abschie-



Prozessgrößen	D126-V	D46-V	D15-V	EGD1D	
Vorschubgeschw. v_f :	400	400	400	800	mm min^{-1}
Zustellung a_c :	10	10	5	20	μm
Eingriffsbreite a_p :	4	2	2	2	mm
					Schnittgeschw. v_c : 10 m s^{-1}
					Kühlschmierstoff: Emulsion

Abbildung 6.23: a) Weißlichtmikroskopische Aufnahmen mehrstufig geschliffener WC-Co-beschichteter Oberflächen. b) 0,5 mm breite Profilschnitte entlang des Messbereichs und die jeweiligen Materialanteilskurven für den gesamten Messbereich. c) Gemittelte Rautiefe und d) Materialtraganteilskenngößen für die vier Prozessstufen.

ßend erfolgte das Polierschleifen, das in einer gemittelten Rautiefe von etwa $0,66\text{ }\mu\text{m}$ resultierte.

Die für die vier Oberflächen quer zur Vorschubrichtung dargestellten Profilschnitte in Abbildung 6.23b zeigen einen annähernd konstanten Verlauf entlang der gesamten Breite der Oberfläche. Trotz der deutlichen Reduktion der gemittelten Rautiefe R_z (Abbildung 6.23c) durch die sukzessive Verringerung der Korngröße weisen die Materialanteilskurven (Abbildung 6.23b) stets einen für Schleifprozesse typischen Verlauf auf, bei dem das Verhältnis zwischen der reduzierten Spitzenhöhe R_{pk} und der reduzierten Riefentiefe R_{vk} in etwa 1 ergibt [CLT⁺00]. Dieser Zusammenhang kann in Folge der sukzessiven Verringerung der Absolut-Werte der reduzierten Spitzenhöhe, der Kernrautiefe und der reduzierten Riefentiefe in Abbildung 6.23d quantifiziert werden. Mit jedem Bearbeitungsschritt werden die drei Kenngrößen gleichmäßig verringert, wobei das Verhältnis zwischen der Spitzenhöhe und der Riefentiefe annähernd konstant bleibt und die Kernrautiefe der größten Reduktion unterliegt.

Im Gegensatz zu der WC-Co-Beschichtung weist die geschliffene WSC-Fe-Beschichtung trotz mehrstufiger Bearbeitung verhältnismäßig große Porenräume in der Oberfläche auf (Abbildung 6.24a). Die Höhe der Schleifriefen ist jedoch mit denen der WC-Co-Beschichtung in jeder Prozessstufe vergleichbar. Die in Abbildung 6.24b dargestellten Profilschnitte veranschaulichen den Einfluss der Porosität der Schicht auf die erzeugte Topographie quer zur Schleifrichtung. Die Porentiefe ist dabei unabhängig von den Bearbeitungsparametern sehr ausgeprägt, da die stochastisch im Werkstoff verteilten Porenräume eine deutliche Streuung sowohl in der Größe als auch in der lokalen Anzahl aufweisen. Im Mittel beträgt die maximale Profiltiefe der freigelegten Poren etwa $23\text{ }\mu\text{m}$, welche mit Hilfe der Weißlichtmikroskopie erfasst und aus 500 Profilschnitten ermittelt wurde. Aufgrund dessen schwanken die ermittelten Rautiefen entlang der Oberfläche und können nicht zur quantitativen Bewertung herangezogen werden. Zur Analyse der erzeugten Topographie ist in diesem Fall die Zurhilfenahme der Materialanteilskurve und deren Kenngrößen deutlich effektiver. Im Gegensatz zu den WC-Co-Schichten wird der volle Materialanteil aufgrund der Poren erst ab einer Profiltiefe zwischen $22\text{ }\mu\text{m}$ und $24\text{ }\mu\text{m}$ erreicht. Dementsprechend wird die Oberfläche durch deutlich größere Riefentiefen R_{vk} ($4\text{ }\mu\text{m}$ bis $6\text{ }\mu\text{m}$) als Profilspitzen R_{pk} ($0,3\text{ }\mu\text{m}$ bis $1,3\text{ }\mu\text{m}$) unabhängig von den Bearbeitungsschritten charakterisiert. Die Reduktion der Riefentiefe R_k entspricht in etwa dem Verlauf der WC-Co-Beschichtung und bestätigt die Annahme, dass die durch den Schleifprozess erzeugte Topographie vergleichbare Eigenschaften aufweist.

Trotz der geringen Härte der WSC-Fe-Beschichtung kann sich die Ausprägung der freigelegten Porenräume positiv auf das Einsatzverhalten unter Verwendung von Schmierstoffen auswirken, da diese als Rückhaltevolumina dienen können. Demgegenüber weist die sehr glatte Oberfläche der WC-Co-Beschichtung deutliche Vorteile hinsichtlich der abrasiven Verschleißbeständigkeit auf, da hierbei kaum Angriffsflächen für ein mögliches Materialabtragen infolge der Reibpartner vorliegen.

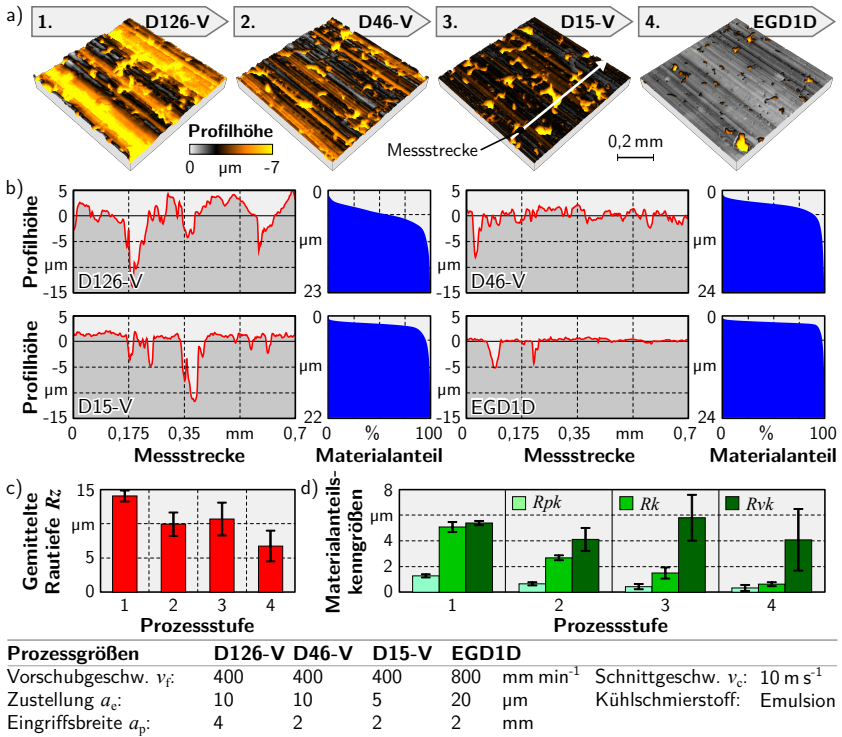


Abbildung 6.24: a) Weißlichtmikroskopische Aufnahmen mehrstufig geschliffener WSC-Fe-beschichteter Oberflächen. b) 0,5 mm breite Profilschnitte entlang des Messbereichs und die jeweiligen Materialanteilkurven für den gesamten Messbereich. c) Gemittelte Rautiefe und d) Materialtraganteilkenngrößen für die vier Prozessstufen.

6.9 Tribologische Eigenschaften der nachbearbeiteten Schichtsysteme

Die zeit- und kostenintensive Herstellung geschliffener Werkstückoberflächen wird in den meisten Fällen darin begründet, ein bestmögliches tribologisches Einsatzverhalten hinsichtlich Reibung und Verschleiß einzustellen. Da die industriellen Einsatzbedingungen jedoch nicht umfassend im Laborbetrieb abgedeckt werden können, hat sich hierbei die Durchführung von Analogieversuchen etabliert. Zur Charakterisierung der Verschleiß- und Reibungseigenschaften der Beschichtungen selbst kann der Pin-on-Disk-Versuchsstand verwendet werden, bei dem eine möglichst hohe mechanische Belastung einen vorzeitigen Verschleiß herbeiführt (Kapitel 2.1.2). Ein in der Blechumformung üblicher Versuchsstand zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten ist der Streifenzugversuch unter Verwendung von Tiefziehölen als Schmiermedium. Während bei dem Pin-on-Disk-Versuch ein punktförmiger Kontakt zwischen der Prüfkugel und

der Werkstückprobe vorliegt, besteht zwischen den Reibbacken und den Blechproben beim Streifenzugversuch ein Flächenkontakt. Dementsprechend liegen bei dem Pin-on-Disk-Versuch deutlich höhere Flächenpressungen und somit mechanische Belastungen der Beschichtungen vor. Zur Validierung dieser beiden Versuchsstände kann ein einfacher Tiefziehversuch zur Herstellung von Napfbauteilen verwendet werden, da dieser aufgrund der rotationssymmetrischen Werkstücke und Werkzeuge sehr gut erforscht ist und mit einem Minimum an Werkstoffkosten einhergeht.

Die tribologischen Untersuchungen wurden im Rahmen des DFG-geförderten Projektes *Sonderforschungsbereich SFB 708* in Kooperation mit dem *Lehrstuhl für Werkstofftechnologie (LWT)*, dem *Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL)* sowie dem *Institut für Spanende Fertigung (ISF)* der *TU Dortmund* durchgeführt. Die Beschichtung der Versuchsproben sowie die Durchführung der Pin-on-Disk-Versuche übernahmen dabei Herr Hagen, Herr Hollingsworth und Herr Luo vom LWT. Die Vor- und -nachbearbeitung der Werkstücke durch Fräsen und Schleifen sowie die optische und taktile Analyse der Oberflächentopographien geschah im Rahmen dieser Arbeit am ISF. Die Nachbearbeitung durch Walzen sowie die Durchführung der Streifenzug- und Napfziehversuche wurden von Herrn Franzen und Herrn Hiegemann am IUL umgesetzt. Die gewonnenen Erkenntnisse wurden in zwei gemeinsamen Kooperationsveröffentlichungen publiziert [TKB⁺13, THB⁺15].

Streifenzugversuch

Mit Hilfe des Streifenzugversuchs wird eine Abbildung des Reibverhaltens von Blechwerkstoffen in den Einzugsbereichen von Tiefziehwerkzeugen ermöglicht. Da für die Herstellung komplex geformter Blechwerkstücke oftmals CNC-gesteuerte Umformgeschwindigkeitsprofile eingestellt werden, um einen bestmöglichen Materialfluss erreichen zu können, wurden im Streifenzugversuch die zwei unterschiedlichen Zuggeschwindigkeiten $v_d = 10 \text{ mm s}^{-1}$ und 100 mm s^{-1} verwendet. Des Weiteren weist die vorliegende Flächenpressung zwischen Stempel, Matrize und Blechwerkstoff einen wesentlichen Einfluss auf den Materialfluss im Umformprozess auf, so dass die auf die beiden Reibbacken wirkende Flächenpressung dementsprechend in den vier Stufen 2 MPa, 5 MPa, 7 MPa und 10 MPa variiert wurde. Die Kinematik des Versuchsstands sowie die Abmessungen der Reibbacken sind in **Abbildung 6.25** dargestellt. Mit jedem Reibbackenpaar wurde ein vollfaktorieller Versuchsplan, basierend auf den beiden Einflussgrößen Flächenpressung und Zuggeschwindigkeit, mit jeweils drei

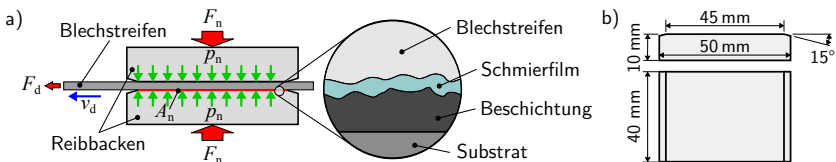


Abbildung 6.25: Streifenzugversuch zur Ermittlung von Reibkoeffizienten unter Einsatz von Schmierstoff. a) Versuchsaufbau und b) Abmessungen der Reibbacken [TKB⁺13].

Wiederholversuchen durchgeführt. Als Versuchswerkstoff wurde der warmgewalzte Dualphasenstahl DP600 mit den Abmessungen $42 \times 280 \times 1 \text{ mm}^3$ unter Verwendung des Tiefziehöls *Illoform PN226* mit der Viskosität $\nu = 66 \text{ mm}^2/\text{s}$ eingesetzt [TKB⁺13].

Die geschliffenen WC-Co-beschichteten Reibbacken wurden mit unbearbeiteten und gewalzten WC-Co-beschichteten Reibbacken sowie einem konventionell geschliffenen Referenzreibbackenpaar aus C60 verglichen (**Abbildung 6.26**). Erwartungsgemäß weisen die HVOF-beschichteten Oberflächen ohne Nachbearbeitung im Vergleich die höchsten Rauheiten auf.

Als alternatives Bearbeitungsverfahren wurde hierbei ein Glattwalzprozesses am *IUL* unter Verwendung einer Hartmetallkugel vom Durchmesser $d_k = 13 \text{ mm}$ durchgeführt [TKB⁺13]. Der eingestellte Abstand zwischen zwei Bahnen betrug dabei $a = 0,1 \text{ mm}$, die Vorschubgeschwindigkeit $\nu_R = 3.000 \text{ mm min}^{-1}$ und der hydrostatische Anpressdruck der Kugel $p_R = 15 \text{ N/mm}^2$. Das Verfahren ermöglicht eine geringe Einebnung der Oberflächentopographie, wodurch eine Reduktion der Profilspitzen und der Kernrautiefe angestrebt wird.

Die geschliffenen beschichteten Reibbacken wurden mit Hilfe eines kunstharzgebundenen Diamantschleifstift mit einer Korngröße von $91 \mu\text{m}$ und einer Vorschubgeschwindigkeit von $\nu_f = 200 \text{ mm min}^{-1}$, einer Zustellung von $a_e = 10 \mu\text{m}$ und einem Zeilenabstand von $a_p = 2,1 \text{ mm}$ bearbeitet. Die Bearbeitungsrichtung wurde sowohl quer zur Zugrichtung als auch entlang der Zugrichtung der Blechstreifen gewählt. Die unbeschichteten Referenzreibbacken aus dem Vergütungsstahl C60 wurden auf einer Flachsleifmaschine unter Verwendung eines keramisch gebundenen SiC-Werkzeugs gefertigt. Die erzeugten Topographien der geschliffenen Oberflächen weisen vergleichbare Rauheitskenngrößen auf.

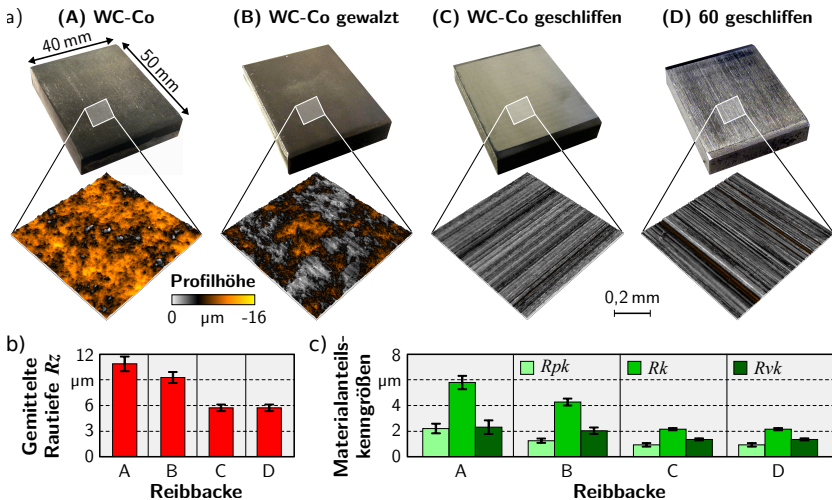


Abbildung 6.26: Reibbacken nach dem Einsatz im Streifenzugversuch. a) Fotos und weißlicht-mikroskopische Aufnahmen der Reibbacken. b) Gemittelte Rautiefen und c) Materialanteils-kenngrößen der Topographie [TKB⁺13].

Abhängig von der Topographie der Reibbacken können Oberflächenfehler auf den Blechstreifen entstehen, die im realen Umformprozess zu einer Ausschussproduktion führen (**Abbildung 6.27**). Dementsprechend resultieren die ausgeprägten Profilspitzen der HVOF-beschichteten Reibbacken in einer erhöhten Riefenbildung an den gezogenen Stahlproben bereits bei geringen Flächenpressungen < 5 MPa. Bei Flächenpressungen > 5 MPa war die mechanische Verklammerung so groß, dass ein Durchziehen der Versuchsproben nicht mehr möglich war. Trotz der eingeebneten Profilspitzen nach dem Walzprozess ist eine deutliche Riefenbildung auf den *DP600*-Proben erkennbar, die aus dem ungleichmäßigen Materialauftrag beim Beschichten und somit einer höheren Flächenpressung an den wenigen im Eingriff befindlichen Bereichen der Oberfläche resultiert. Der Einsatz aller geschliffenen Oberflächen führt zu einem gleichmäßigen Tragbild auf der Oberfläche der Blechstreifen, ohne Schädigungen hervorzurufen.

Anhand der beauftragten Kräfte, die zum Ziehen des Blechs benötigt werden, kann durch das Verhältnis zur vorliegenden Normalkraft der Reibbacken der resultierende Reibkoeffizient nach *Coulomb* berechnet werden [DB10]:

$$\mu = \frac{F_d}{2 \cdot F_n} = \frac{F_d}{2 \cdot p_n \cdot A_n}. \quad (6.5)$$

Unabhängig von der resultierenden Flächenpressung konnte bei den drei dargestellten Reibbacken ein Reibkoeffizient von etwa 0,15 bei der geringen Zuggeschwindigkeit $v_d = 10 \text{ mm s}^{-1}$ ermittelt werden. Lediglich bei der gewalzten Oberfläche tritt eine geringe Reduktion des Reibwertes mit steigender Flächenpressung auf. Mit Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit $v_d = 100 \text{ mm s}^{-1}$ kann eine deutliche Verringerung der Reibkoeffizienten erzielt werden. Diese Reduktion kann durch hydrostatische Effekte erklärt werden, da der Einfluss von Schmieraschen infolge von Leervolumina in der Topographie unter erhöhten Relativgeschwindigkeiten und Flächenpressungen

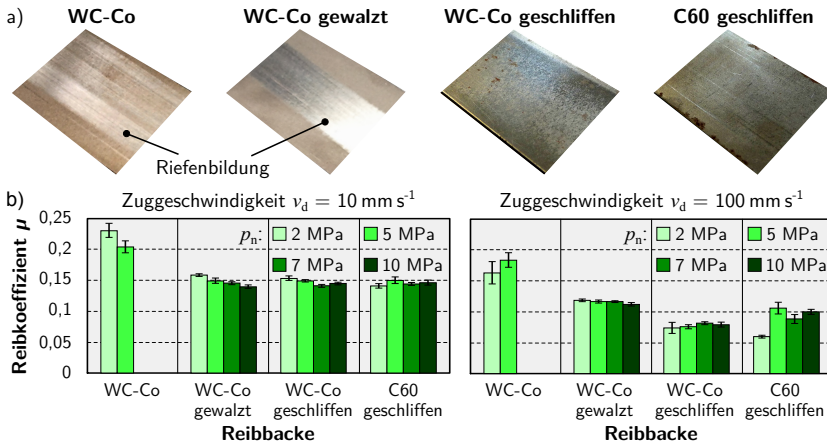


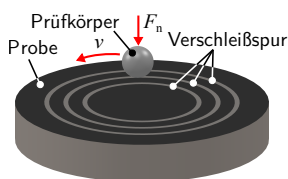
Abbildung 6.27: Blechstreifen nach dem Einsatz im Streifenzugversuch. a) Fotos der im Eingriff befindenen Versuchsproben. b) Empirisch ermittelte Reibkoeffizienten für die Zuggeschwindigkeiten 10 mm s^{-1} und 100 mm s^{-1} [TKB⁺13].

erhöht wird [Emm88]. Jedoch tritt auch hierbei eine erhöhte Riefenbildung unter Verwendung der unbearbeiteten und gewalzten Reibbacken auf. Der Vergleich der beiden geschliffenen Reibpaarungen zeigt einen etwas geringeren Reibwert der C60-Stahlproben bei der geringsten Flächenpressung, ansonsten wurden mit der quer zur Zugrichtung geschliffenen WC-Co-Beschichtung die geringsten Reibwerte $< 0,07$ erzielt. Entlang der Zugrichtung geschliffene beschichtete Reibbacken weisen einen Anstieg der Reibwerte über die Zugstrecke auf, da hierbei der Schmierstoff mit dem Blech aus der Kontaktzone herausgeführt und der Aufbau eines hydrostatischen Schmierfilms unterbunden wird. Eine Bearbeitung quer zur Zugrichtung ist somit hinsichtlich reduzierter Reibung zu bevorzugen.

Pin-On-Disk-Versuch

Im Gegensatz zum Streifenzugversuch, bei dem der Verlauf des Reibkoeffizienten aufgrund des begrenzten zurückgelegten Ziehwegs nur sehr eingeschränkt über die Zeit aufgetragen werden kann, bietet der Pin-on-Disk-Versuch die Möglichkeit, das Reibverhalten über einen nahezu beliebig langen Zeitraum zu betrachten. Dadurch werden die Analyse des Einlaufverhaltens der Tribopartner sowie die Bewertung unterschiedlicher Topographien ermöglicht. Aufgrund des punktförmigen Kontakts zwischen der ebenen Oberfläche und dem kugelförmigen Prüfkörper, der die Ausprägung eines hydrostatischen Schmierfilms deutlich einschränkt, werden die Untersuchungen ohne den Einsatz von Schmierstoffen durchgeführt. Der schematische Aufbau und die experimentellen Randbedingungen des Pin-on-Disk-Versuchs, der am LWT durchgeführt wurde, sind in **Abbildung 6.28** dargestellt.

Die Dauer der Pin-on-Disk-Versuche wird durch den Prüfdurchmesser (18 mm, 24 mm und 30 mm) bestimmt, da die Relativgeschwindigkeit $v = 400 \text{ mm s}^{-1}$ und die Anzahl der Umdrehungen (120.000) konstant bleiben, und resultiert in Prüfzeiten zwischen 282 min und 471 min. Da sich bereits nach etwa 120 min ein nahezu konstanter Reibwert einstellt, wird im Folgenden nur der Bereich des Einlaufs bis zum Erreichen des konstanten Zustands betrachtet. Im Rahmen der Pin-on-Disk-Untersuchungen wurden die Oberflächen analysiert, die bereits in **Abbildung 6.23** dargestellt wurden. Mit steigendem Prüfdurchmesser tritt eine leichte Reduktion des Reibkoeffizienten auf, wie **Abbildung 6.29** zu entnehmen ist, da infolge der Reibung auch ein Verschleiß der beiden Prüfkörper auftritt, welcher wiederum von der zurückgelegten Messstrecke abhängt. Zur Auswertung des Reibkoeffizienten werden daher die Ergebnisse der drei Prüfdurchmesser gemittelt, um diesen Effekt zu berücksichtigen. Die durch die



Experimentelle Randbedingungen

Tribometer:	CH-2000, CSEM SA
Prüfkraft F_n :	10 N
Relativgeschwindigkeit v :	400 mm s^{-1}
Durchmesser der Verschleißbahnen:	18 mm, 24 mm, 30 mm
Anzahl der Lastwechsel:	120.000 Umdrehungen
Prüfkörper:	Al_2O_3 ($d = 6 \text{ mm}$)

Abbildung 6.28: Schematische Darstellung des Pin-on-Disk-Versuchsstands und die dazugehörigen experimentellen Randbedingungen [RBK14].

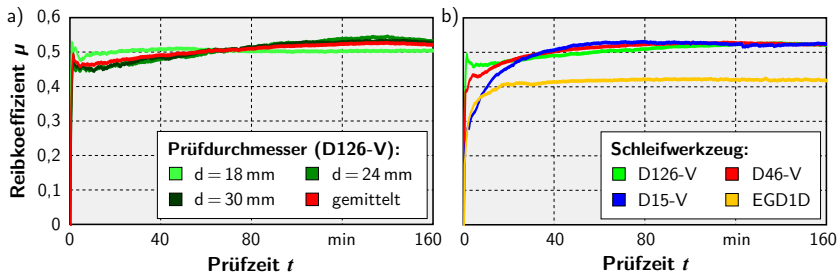


Abbildung 6.29: Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Prüfdauer. a) Reibwertverläufe der D126-V-Probe für drei verschiedene Prüfdurchmesser und deren Mittelwerte. b) Gemittelte Reibkoeffizienten vier unterschiedlicher Topographien.

mehrstufige Bearbeitung erzielte Reduktion der Rauheit hat zur Folge, dass der initiale Reibkoeffizient deutlich reduziert wird, zum anderen aber auch ein etwas stärkeres Einlaufverhalten der Tribopartner auftritt. Nach einer Prüfdauer von etwa einer Stunde erreichen die mit den keramisch gebundenen Schleifwerkzeugen hergestellten Oberflächen in etwa den gleichen Reibkoeffizienten $\mu = 0,53$, der über den Rest der Prüfdauer annähernd konstant blieb. Lediglich die durch das Polierschleifen bearbeitete Oberfläche mit der gemittelten Rauheit $< 1 \mu\text{m}$ erreichte einen deutlich geringeren Reibwert von $\mu = 0,42$.

Eine Einebnung der Profilspitzen infolge des Reibkontakts ist auf allen Proben deutlich sichtbar (**Abbildung 6.30**). Die Ausprägung des abrasiven Verschleißes hängt maßgeblich von der Ausgangsrauheit der Oberfläche ab, so dass bei rauen Oberflächen

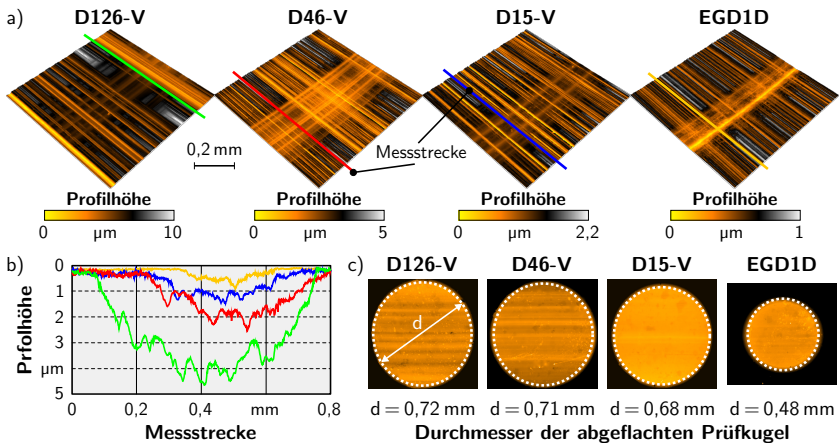


Abbildung 6.30: Ergebnisse des Pin-on-Disk-Versuchs. a) Topographien der Versuchsproben im Bereich des inneren Prüfdurchmessers. b) Profilverläufe quer zur Prüfrichtung. c) Aufnahmen zur Vermessung der abgeflachten Prüfkörper. [RBK14]

die Profilspitzen deutlich reduziert werden. Bei den mit den keramischen Werkzeugen geschliffenen Topographien sind jedoch zum Teil noch tiefer liegende Schleifriefen erkennbar. Wohingegen bei der durch das Polierschleifen hergestellten Oberfläche die ermittelten Verschleißspuren deutlich ausgeprägter waren als die Schleifriefen.

Anhand von Profilschnitten quer zur Verschleißspur kann die maximale Einebnung der Prüfkugel quantitativ erfasst werden. Die Profilspitzen der rauen Probe, welche mit dem Werkzeug der Korngröße D126 bearbeitet wurde, wurden um bis zu $5\text{ }\mu\text{m}$ eingeebnet, wobei die Schleifriefen bis zu $10\text{ }\mu\text{m}$ tief sind. Dieser Effekt konnte in etwas reduzierter Form auch bei den Oberflächen der Schleifwerkzeuge mit den Korngrößen D46 und D15 nachgewiesen werden, wobei die Spurtiefen hierbei $2\text{ }\mu\text{m}$ und $1\text{ }\mu\text{m}$ bei einer Schleifriefentiefe von etwa $5\text{ }\mu\text{m}$ und $2,2\text{ }\mu\text{m}$ betrugen. Bei der glatten Topographie nach dem Polierschleifen wurde jedoch eine Nut mit der Tiefe von $1\text{ }\mu\text{m}$ eingebracht, die etwa $0,4\text{ }\mu\text{m}$ unterhalb der tiefsten Schleifriefen liegt. Begründet werden kann dieser erhöhte abrasive Verschleiß der Hartstoffschicht durch eine höhere Flächenpressung zwischen Prüfkörper und Versuchsproben, wie Abbildung 6.30c zu entnehmen ist. Bei den rauerer Oberflächen führt die verhältnismäßig hohe Reibung infolge der Profilspitzen zu einer erhöhten Abflachung der Keramikugeln. Die deutliche Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen den beiden Tribopartnern führt somit zu einer Reduktion der Flächenpressung, da die Prüflast während der Untersuchungen konstant bleibt. Dies ist der Grund dafür, dass sich nach bereits etwa einer Stunde ein quasi gleichbleibender Reibzustand einstellt. Der kleinere Kontakt zwischen Kugel und polierter Oberfläche hat somit eine geringere Reibkraft zur Folge, die wiederum Ursache für den geringeren Reibkoeffizienten ist.

Napfziehversuch

Zur Analyse des Einsatzverhaltens der nachbearbeiteten WC-Co-beschichteten Umformwerkzeuge im Tiefziehprozess wurden Napfbauteile hergestellt. Dieser Prozess kann zum einen sehr gut simulativ abgebildet werden und ermöglicht zum anderen die Menge des benötigten Blechwerkstoffs vergleichsweise gering zu halten [DB10]. Als Referenzwerkstoff für die Umformmatrize diente der Kaltarbeitsstahl *X153CrMoV12 (1.2379, 60 HRC)*, der aufgrund der hohen Festigkeit industriell unter anderem als Werkstoff für Schnittmesser und Stanzwerkzeuge verwendet wird. Die empirischen Verschleißuntersuchungen wurden auf der Exzenterpresse *PDR 63/250 (Schuler AG)* unter Verwendung des Tiefziehols *Beruform 765* mit einer kinematischen Viskosität von $\nu = 61\text{ mm}^2/\text{s}$ bis $75\text{ mm}^2/\text{s}$ am *IUL* durchgeführt. Durch die Umformung des hochfesten Stahlwerkstoffs *HC380LA (1.0550)*, welcher durch eine hohe Zugfestigkeit von $R_m = 440\text{ MPa}$ bis 560 MPa gekennzeichnet ist, kann der abrasive Verschleiß an dem Ziehradius der Matrize, dem Bereich, an dem die höchsten Belastungen im Tiefziehprozess vorliegen, gesteigert werden.

Die auftretenden Kontaktbedingungen zwischen Blechwerkstoff, Matrize, Niederhalter und Stempel sind in **Abbildung 6.31a** schematisch dargestellt. Der Einsatz der nicht nachbearbeiteten beschichteten Matrizen führt schon bei geringen Ziehverhältnissen zu defekten Bauteilen (Abbildung 6.31b). Analog zum Streifenzugversuch wird auch hierbei eine Nachbearbeitung der spritzrauen Oberfläche benötigt, um die gewünschten Bauteile mit hohen Ziehverhältnissen herstellen zu können (Abbildung 6.31c). Als

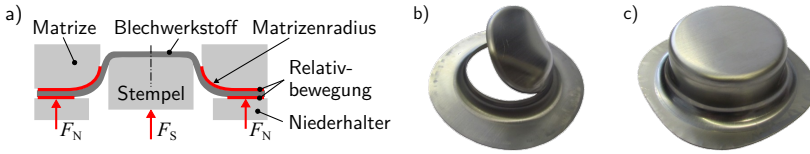


Abbildung 6.31: a) Schematische Darstellung des Napfziehprozesses. b) Defektes Werkstück mit gerissenem Boden. c) Umgeformtes Napfbauteil ohne Schädigungen. [THB⁺15]

Grundwerkstoff für die 200 μm dick WC-Co-beschichteten Werkzeuge wurde ein unlegierter C60-Vergütungsstahl (1.0601) verwendet.

Zur Nachbearbeitung der beschichteten Oberflächen wurden dieselben Werkzeuge und Prozessparameterwerte wie für die Bearbeitung der Reibbacken im Streifenzugversuchsstand eingesetzt. Bei der Durchführung der Verschleißuntersuchungen wurden jeweils nach 1.000 gezogenen Bauteilen die Oberflächen am Radius der Werkstücke analysiert und die Rauheitskenngrößen sowohl taktil als auch optisch durch das IUL ermittelt. Die resultierenden gemittelten Rautiefen über den Verlauf der Versuchsreihen sind in **Abbildung 6.32** aufgezeigt. Bereits nach einer Stückzahl von 3.200 tiefgezogenen Napfbauteilen trat am Radius der Matrize aus Kaltarbeitsstahl so hoher abrasiver und adhäsiver Verschleiß auf, dass eine Rissbildung am Boden der Werkstücke initiiert wurde und ein weiterer Einsatz nicht mehr möglich war. Sowohl mit der geschliffenen als auch mit der gewalzten beschichteten Matrize konnte auch nach 10.000 umgeformten Testwerkstücken keine Verschlechterung der Bauteilqualität ermittelt werden. Bei beiden Prozessen stellt sich eine quasi konstant bleibende Rautiefe der gefertigten Werkstücke ein, die beim gewalzten Werkzeug mit $R_z \approx 3,32 \mu\text{m}$ etwas höher ist als die initiale Rautiefe des Blechwerkstoffs ($R_z \approx 2,3 \mu\text{m}$). Durch den Einsatz der geschliffenen Matrize, die eine deutlich glattere Topographie aufweist, konnte durchweg eine Reduktion der gemittelten Rautiefe am Blechwerkstoff ($R_z \approx 1,61 \mu\text{m}$) erzielt werden [THB⁺15].

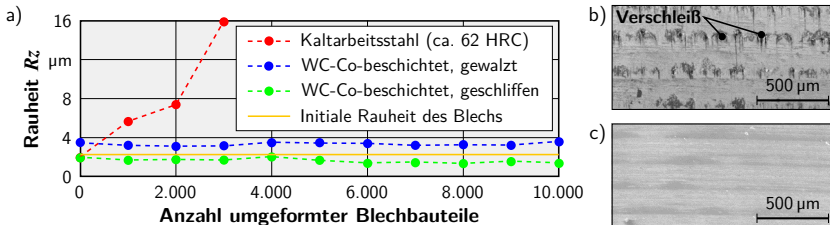


Abbildung 6.32: Einfluss der Beschichtung und des Matrizenwerkstoffs auf die Bauteilqualität. a) Verlauf der gemittelten Rautiefe im Bereich des Radius der gezogenen Blechbauteile über die Anzahl der umgeformten Werkstücke. b) Mikroskopaufnahme der verschlissenen Oberfläche des Kaltarbeitsstahls. c) Mikroskopaufnahme der geschliffenen WC-Co-Beschichtung nach 10.000 umgeformten Blechbauteilen. [THB⁺15]

Anhand der tribologischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Verwendung der WC-Co-Beschichtung grundsätzlich für den Einsatz als Verschleißschicht auf Umformwerkzeugen geeignet ist. Jedoch sollte nach dem Beschichtungsprozess eine Endbearbeitung durchgeführt werden, da die spritzrauen Oberflächen zu einer mechanischen Verklammerung zwischen dem Blechwerkstoff und dem Umformwerkzeug führen. Der Einsatz fünfschichtiger Schleifprozesses ermöglicht somit, auch komplex geformte Werkzeuge (Kapitel 8), wie sie im Werkzeug- und Formenbau üblicherweise vorliegen, nachzubearbeiten. Bei der Schleifbearbeitung kann neben der Erzeugung einer glatten Oberflächentopographie der benötigte Materialabtrag der hochharten Schicht durchgeführt werden, der für die Erzeugung der Form- und Maßhaltigkeit nach dem Aufbringen der inhomogen dicken Schichten notwendig ist. Das alternativ dargestellte Glattwalz-Verfahren ermöglicht hingegen nur eine Einebnung der Oberflächenspitzen und hängt somit wesentlich von der initialen Oberflächenqualität und Maßhaltigkeit nach dem Beschichtungsprozess ab.

7 Festklopfen von Hartstoffschichten

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Grundlagenuntersuchungen zum Festklopfen von thermisch gespritzten Verschleißschuttschichten als alternatives Fertigungsverfahren zur Schleifbearbeitung vorgestellt. Das auf der inkrementellen Umformung basierende Bearbeitungsverfahren wird unter anderem im Werkzeug- und Formenbau der Automobilindustrie wie z.B. bei der *Daimler AG* eingesetzt [GSMS12, Wie11]. Dabei werden zum einen die Oberflächenspitzen metallischer Werkstoffe geglättet, wodurch der benötigte Zeitaufwand zur nachträglichen Polierbearbeitung reduziert wird. Zum anderen wird die Härte der Randzone gesteigert und somit die abrasive Verschleißbeständigkeit erhöht [BLH⁺13]. Die prinzipielle Einebnung der Beschichtungen konnte bereits im Vorfeld dieser Arbeit unter Verwendung eines inkrementellen Glattwalzprozesses nachgewiesen werden [FTBT10, HWKT15].

7.1 Theoretische Zusammenhänge

Die Kinematik des Festklopfens ist in **Abbildung 7.1** dargestellt. Der Prozess ist dadurch gekennzeichnet, dass ein NC-gesteuertes kugelförmiges Werkzeug mit einer definierten Schlagfrequenz auf die Werkstückoberfläche einwirkt. Die relevanten Prozessgrößen sind dabei maschinenseitig die Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Bahnabstand a sowie werkzeugseitig die Masse und Länge des Stößels und der Kugeldurchmesser d_k . Die Schlagfrequenz f der Hartmetallkugel kann während des Prozesses durch die Variation des Betriebsdrucks im Bereich von etwa 3 bar bis 7 bar beeinflusst werden.

Neben der Schlagfrequenz nimmt auch die umgesetzte Leistung des Werkzeugs mit dem Luftdruck zu, wodurch eine gesteigerte Eindringtiefe der Kugel in die Oberfläche angestrebt wird. Unter Vernachlässigung elastischer Deformationen kann die dabei

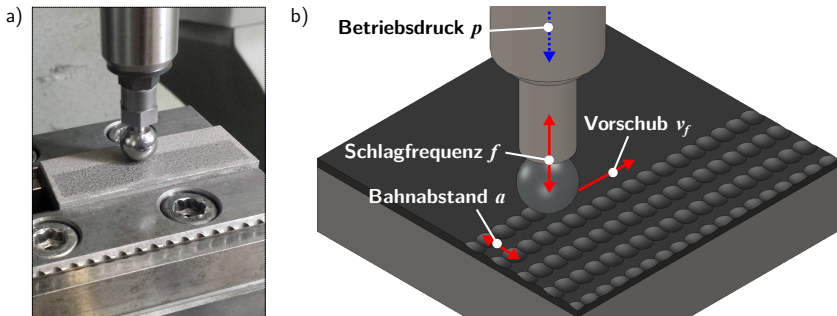


Abbildung 7.1: Prozesskinematik beim Festklopfen. a) Foto des Prozesses. b) Schematische Darstellung der Prozessgrößen.

entstehende Eindrucksbreite b unter Berücksichtigung des Kugeldurchmessers d_k und der Eindringtiefe h wie folgt berechnet werden:

$$b = 2\sqrt{(d_k \cdot h) - h^2}. \quad (7.1)$$

Die Aneinanderreihung der einzelnen kugelförmigen Abdrücke in der Werkstückoberfläche, bedingt durch die Vorschubgeschwindigkeit v_f und den Bahnabstand a , beeinflussen maßgeblich die erzeugte Rautiefe. Die theoretische Rautiefe R_{th} ergibt sich, analog zum Fräsen mit Kugelfräsern, aus:

$$R_{th} = \frac{d_k}{2} - \sqrt{\frac{d_k^2 - a^2}{4}}. \quad (7.2)$$

Die Abhängigkeiten der Eindrucksbreite und der theoretischen Rautiefe vom Kugeldurchmesser sind in **Abbildung 7.2** exemplarisch für die vorliegenden Werkzeugaufsätze dargestellt. Aufgrund der schmalen Eindrucksbreiten kleiner Kugeldurchmesser muss bei Verwendung dieser ein vergleichsweise geringer Bahnabstand gewählt werden, um geringe Rautiefen zu erreichen.

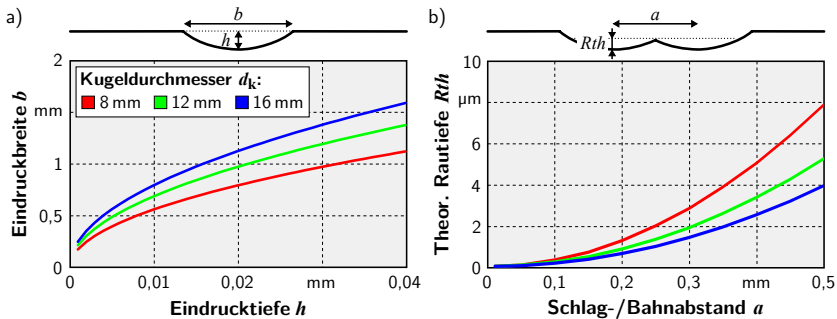


Abbildung 7.2: Theoretische Betrachtung der Eingriffsverhältnisse beim Festklopfen in Abhängigkeit des Kugeldurchmessers. a) Zusammenhang zwischen Eindrucksbreite und -tiefe. b) Zusammenhang zwischen Schlag-/Bahnabstand und theoretischer Rautiefe.

7.2 Analyse der Prozessparameter beim Festklopfen

Zur Analyse der Prozesseinflussfaktoren beim Festklopfen werden im Folgenden die grundlegenden Ergebnisse anhand der Bearbeitung einzelner Bahnen aufgezeigt, um eine Überlagerung der Eindrücke infolge einer zeilenweisen Bearbeitung zu vermeiden. Dazu wird zunächst die Bearbeitung des Substratwerkstoffs untersucht, um eine Abgrenzung zu der nachfolgenden Bearbeitung der Hartstoffschichten zu schaffen. Anschließend erfolgt die Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse auf die flächige Bearbeitung.

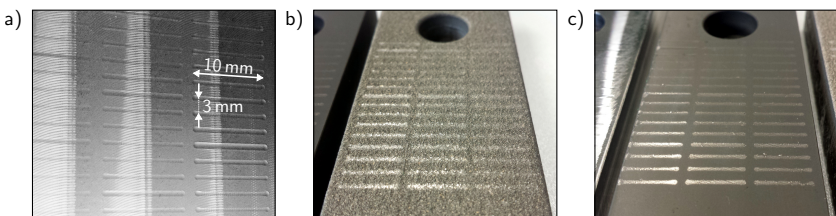
Tabelle 7.1: LHD-Versuchsplan zur Analyse des Festklopfens von C45-Stahl, WSC-Fe- und WC-Co-Beschichtungen.

Nr.	v_f (mm min ⁻¹)	p (bar)	Nr.	v_f (mm min ⁻¹)	p (bar)	Nr.	v_f (mm min ⁻¹)	p (bar)
1	2.300	3,8	7	2.000	4,8	13	100	3,6
2	700	5,4	8	400	6,4	14	3.900	6,8
3	4.300	5,2	9	1.700	6,2	15	3.300	4,6
4	3.600	3,2	10	4.900	6	16	3.000	5,6
5	4.600	4	11	2.700	7			
6	1.400	3	12	1.100	4,4			
Vorschubgeschwindigkeit v_f , Betriebsdruck p								

Unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit und des Betriebsdrucks wurden mit den drei Werkzeugdurchmessern 8 mm, 12 mm und 16 mm Bahnen in den nicht gehärteten Substratwerkstoff C45 sowie in die beiden Beschichtungen eingebracht (**Tabelle 7.1**). Die Prozessparametergrenzen wurden dabei so gewählt, dass der größtmögliche Wertebereich des Betriebsdrucks sowie ein Schlagabstand von etwa 0,5 mm vorlag ($Rth \approx 4 \mu\text{m}$ bis $8 \mu\text{m}$).

Während der Untersuchungen wurden die Prozesskräfte, der Betriebsdruck sowie der Volumenstrom der Luftzufuhr gemessen. Für die Druckmessung kam der Druckmessformer *Midas C08, JUMO*, mit einem Messbereich von 0 bar bis 10 bar, zum Einsatz. Der benötigte Volumenstrom der zugeführten Luft des pneumatisch betriebenen MHP-Werkzeugs wurde mit Hilfe des Massedurchflusssensors *F-111B-20K, Bronkhorst*, im Bereich von $0,16 \text{ l}_n \text{ min}^{-1}$ bis $25 \text{ l}_n \text{ min}^{-1}$, ermittelt. Die Einheit *Normliter* l_n entspricht der Gasmenge, die ein Liter Luft bei 0°C und 1.013 mbar ausfüllt. Zur Ermittlung der Prozesskräfte wurde ein piezoelektrisches Dynamometer verwendet. Im Anschluss an die Untersuchungen erfolgte die Analyse der erzeugten Oberfläche mit Hilfe optischer und taktiler Messgeräte. Eine Übersicht über die drei bearbeiteten Werkstoffe zeigen die Fotos in **Abbildung 7.3**. Die erzeugten Bahnen sind jeweils 10 mm lang und weisen einen Abstand von 3 mm auf.

Die bei den Versuchen ermittelten Messdaten sind exemplarisch für die Versuchsreihe der Kugel mit dem Durchmesser $d_k = 8 \text{ mm}$ in C45-Stahl in **Abbildung 7.4** dargestellt. Deutlich zu erkennen ist dabei der Einfluss der Variation des Vorschubs auf

**Abbildung 7.3:** Fotos der erzeugten Bahnen nach dem LHD-Versuchsplan aus Tabelle 7.1 in a) den Substratwerkstoff C45, b) die WSC-Fe-Beschichtung und c) die WC-Co-Beschichtung.

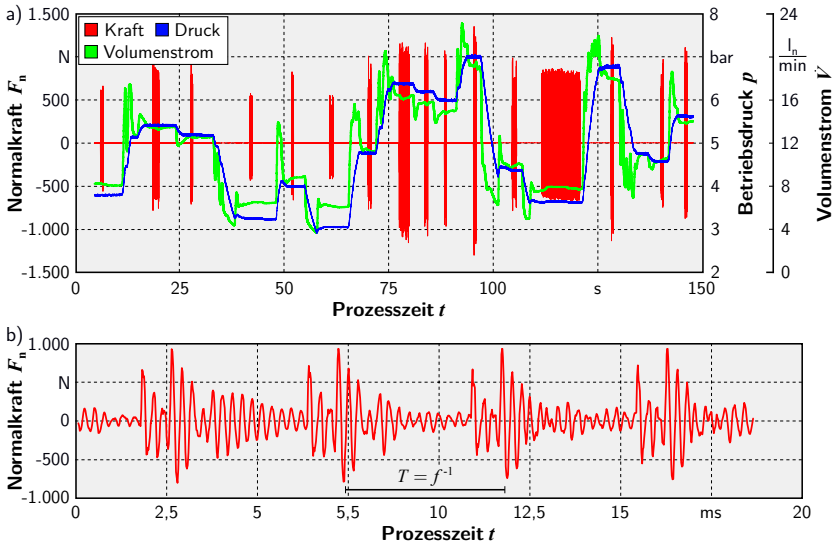


Abbildung 7.4: Verläufe der gemessenen Normalkräfte beim Festklopfen unter Variation des Vorschubs und des Betriebsdrucks. a) Übersicht über die Kraft, den Druck und den Volumenstrom einer gesamten Versuchsreihe. b) Verlauf der Kraftmessung über vier Schläge.

die jeweilige Eingriffsdauer zur Erzeugung der einzelnen Bahnen. Vor jeder Bahn wurde die Vorschubbewegung pausiert, bis der Volumenstrom konstante Werte erreichte. Während eines Überlaufs konnte gezeigt werden, dass sowohl der Betriebsdruck als auch der Volumenstrom konstant verlaufen.

Aufgrund der hohen Schlagfrequenz, mit der das Werkzeug auf die Oberfläche auftrifft, und des kurzen Impulses während des Aufschlags wurde auf eine Filterung des Kraftsignals verzichtet und eine Abtastrate von 50.000 Hz eingestellt. Anhand einer nachträglichen Frequenzganganalyse konnte gezeigt werden, dass die Schlagfrequenz und ihr Vielfaches bis zum Erreichen der Eigenfrequenz der Kraftmessplattform bei etwa 3.700 Hz deutlich ausgeprägt ist und ab einer Frequenz von etwa 6.900 Hz nur noch vernachlässigbar geringe Amplituden auftreten.

Die aus den Messdaten hergeleiteten Zusammenhänge zwischen dem Betriebsdruck und dem benötigten Volumenstrom sowie der resultierenden Schlagfrequenz für die drei Kugeldurchmesser sind in **Abbildung 7.5** aufgetragen. Beide Relationen weisen einen annähernd linearen Verlauf auf, der sich nur geringfügig in der Steigung und der Stützstelle voneinander unterscheidet.

Infolge der geringen Trägheit der Werkzeugaufsätze mit dem Durchmesser $d_k = 8\text{ mm}$ ist der benötigte Volumenstrom der Luft geringfügig höher als bei den größeren Werkzeugaufsätzen, da die Kugel weiter von der Oberfläche abprellt. Daraus resultiert eine etwas geringere Schlagfrequenz des Werkzeugs. Durch die Überlagerung der Os-

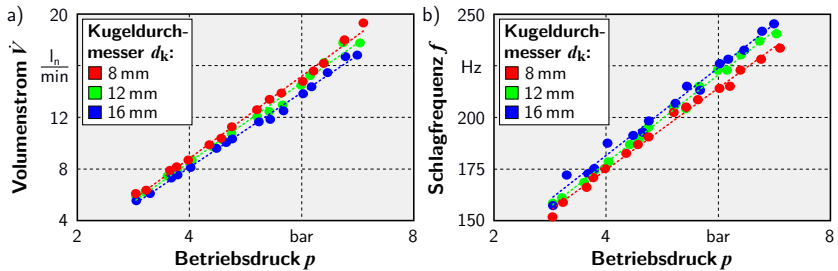


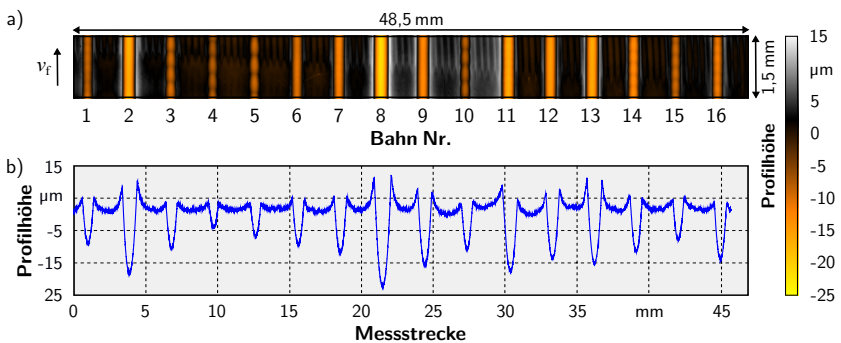
Abbildung 7.5: Einfluss des Betriebsdrucks beim Festklopfen in Abhängigkeit des Kugeldurchmessers auf a) den benötigten Volumenstrom und b) die resultierende Schlagfrequenz.

zillationsfrequenz f_{d_k} mit der Vorschubgeschwindigkeit v_f kann der Abstand zwischen den Eindrücken in Vorschubrichtung a_f wie folgt beschrieben werden:

$$a_f = \frac{v_f}{f_{d_k}}. \quad (7.3)$$

7.2.1 Bearbeitung des Substratwerkstoffs C45

Da der Substratwerkstoff C45 nur eine geringe Mikrohärt von etwa 275 HV_{0,1} aufweist, ermöglicht die MHP-Bearbeitung ein vergleichsweise hohes Maß an plastischer Deformation. Exemplarisch ist dies in **Abbildung 7.6** für den kleinen Werkzeugaufsatz mit dem Durchmesser $d_k = 8$ mm anhand einer Weißlichtmikroskopaufnahme über alle Bahnen dargestellt. Auf Basis der ermittelten Topographie und dem daraus abgeleiteten



System- und Prozessgrößen

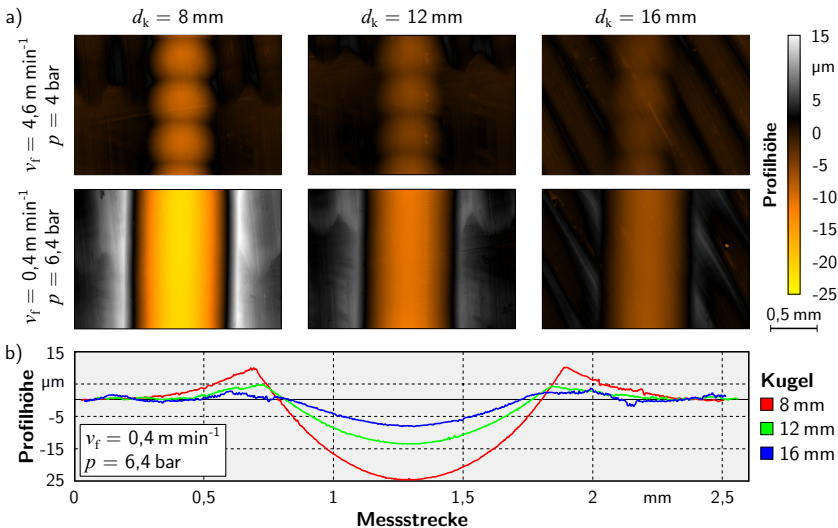
Kugeldurchmesser d_k :	8 mm	Betriebsdruck p :	3 bar...7 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,1 m min ⁻¹ ...5 m min ⁻¹	Werkstoff:	C45

Abbildung 7.6: MHP-Bearbeitung von C45 unter Variation des Vorschubs und des Betriebsdrucks (Versuchsplan aus Tabelle 7.1). a) Weißlichtmikroskopische Aufnahme der Oberfläche. b) Einzelner Profilschnitt über alle Bahnen.

Profilschnitt können die einzelnen Bahnen sehr gut vermessen werden. In Abhängigkeit des Schlagabstands und des Betriebsdrucks werden unterschiedliche Eindringtiefen erzielt, die wiederum eine Gratbildung infolge der Materialverdrängung an den Rändern der Bahnen mit sich führen. Sowohl die Ausbildung des Materialaufwurfs als auch die Tiefe der erzeugten Bahnen werden zur Bewertung des MHP-Prozesses berücksichtigt.

Die Tiefe der Bahnen korreliert sehr gut mit der eingebrachten lokalen Belastung, so dass bei Bahn Nr. 8 ($v_f = 400 \text{ mm min}^{-1}$, $p = 6,4 \text{ bar}$) die maximale Tiefe ($24,2 \mu\text{m}$) und bei Bahn Nr. 4 ($v_f = 3.600 \text{ mm min}^{-1}$, $p = 3,2 \text{ bar}$) die geringste Tiefe ($6,1 \mu\text{m}$) vorliegt. Der Materialaufwurf an den beiden Rändern der Bahnen korreliert mit der Eindringtiefe und beträgt $10,4 \mu\text{m}$ respektive $1,9 \mu\text{m}$. Die erzeugten Eindrücke der einzelnen Schläge sind ab einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_f \approx 2.500 \text{ mm min}^{-1}$ optisch erkennbar. Zur Einebnung der Profilspitzen sollte somit die Vorschubgeschwindigkeit geringer als $2.000 \text{ mm min}^{-1}$ in Kombination mit einer hohen Schlagfrequenz gewählt werden, so dass für das Werkzeug mit dem Durchmesser $d_k = 8 \text{ mm}$ eine theoretische Rautiefe von $R_{th} < 1 \mu\text{m}$ erzielt werden kann.

Darüber hinaus beeinflusst die Größe des Kugeldurchmessers ebenfalls die Ausprägung der erzeugten Eindrücke. Für die Durchmesser $d_k = 8 \text{ mm}$, 12 mm und 16 mm sind in **Abbildung 7.7** exemplarisch die Topographien der beiden gegensätzlichen Parameterwertekombinationen gegenübergestellt. Infolge größerer Werkzeugdurchmesser nehmen die Tiefe der Bahnen und die Höhe des Grats deutlich ab. Begründet werden



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	8 mm, 12 mm und 16 mm	Vorschubgeschw. v_f :	$0,4 \text{ m min}^{-1}$ und $4,6 \text{ m min}^{-1}$
Werkstoff:	C45	Betriebsdruck p :	4 bar und 6,4 bar

Abbildung 7.7: Einfluss des Kugeldurchmessers auf die Eindringtiefe und -breite. a) Weißlichtmikroskopische Aufnahmen ausgewählter Bahnen. b) Profilschnitte unter Variation des Kugeldurchmessers.

kann dieser Effekt durch die verringerte Flächenpressung, da die Fläche der Kontaktzone mit dem Durchmesser ansteigt, jedoch die einwirkende Kraft konstant bleibt. Die Überlagerung der Profilschnitte veranschaulicht darüber hinaus, dass die Breite der Bahnen mit etwa 0,9 mm bis 1 mm annähernd gleich ausgeprägt ist, wobei die Höhe des Grats proportional mit der Tiefe der Bahn reduziert wird.

Auf Basis der empirisch ermittelten Kenngrößen Schlagabstand, Normalkraft, Eindringtiefe und Grathöhe wurden DACE-Modelle erstellt, die den Zusammenhang zum Vorschub und zum Luftdruck aufzeigen (**Abbildung 7.8**). Wie bereits durch den theoretischen Schlagabstand in Gleichung 7.3 beschrieben, bestätigt das Modell diesen linearen Zusammenhang. Generell steigt der Schlagabstand mit dem Vorschub deutlich schneller an als mit einer Erhöhung des Betriebsdruckes, wobei dieser bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten einen größeren Einfluss aufweist.

Der Verlauf der prognostizierten Prozessnormalkräfte steigt ebenfalls mit dem Betriebsdruck an, da dieser die zugeführte Energie im Wesentlichen bestimmt. Eine Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit führt gleichermaßen zu einem Anstieg der Kräfte, da der Werkstoff infolge der lokal höheren Belastung einer höheren Verfes-

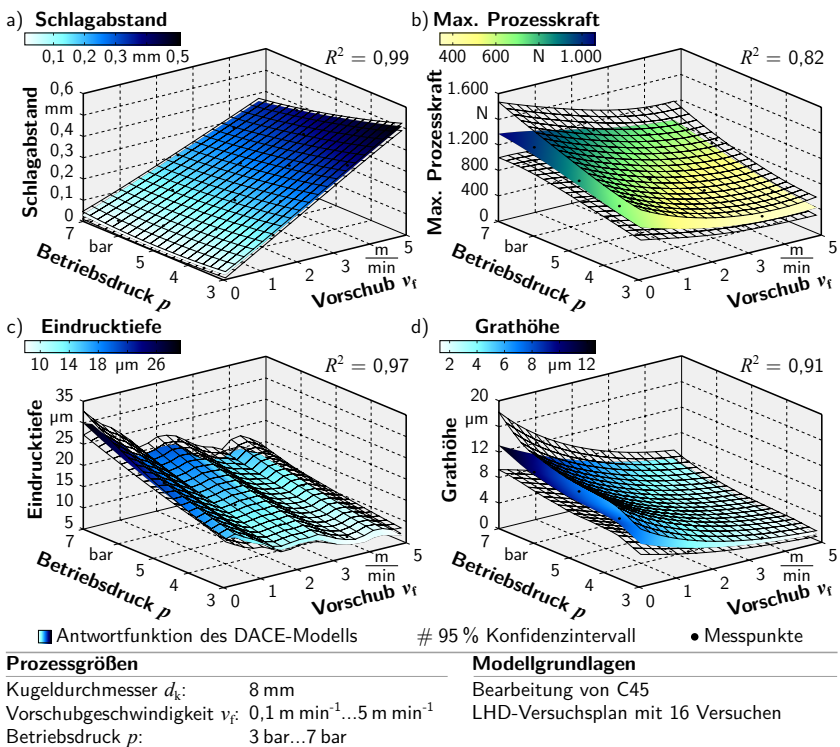


Abbildung 7.8: Einfluss der Prozessparameter Betriebsdruck und Vorschub auf a) den Schlagabstand, b) die Normalkräfte, c) die Eindringtiefe und d) die Grathöhe.

tigung unterliegt und die Dämpfungseigenschaften des Werkstoffs verringert werden [BLH⁺13]. Dieser Effekt stellt sich unabhängig vom Betriebsdruck ein und wird für geringe Vorschubgeschwindigkeiten $v_f < 2.500 \text{ mm min}^{-1}$ intensiviert. Analog zu dem Verlauf der Prozessnormalkraft steigen auch die prognostizierten Eindrücktiefen und Grathöhen in Relation zu den Prozessgrößen an. In beiden Fällen tritt ein etwas steilerer Anstieg der Zielgrößen mit steigendem Druck bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten auf.

Infolge der in Abbildung 7.8 gezeigten Zusammenhänge der Prozesseinflussgrößen und der quantifizierten Zielgrößen kann ein direkter Einfluss auf die erzielte Oberflächenrauheit abgeleitet werden. Zur Bewertung der Oberflächenqualität wurden die erzeugten Bahnen taktil vermessen und die ermittelten Rauheitskenngrößen in Beziehung mit den Prozessgrößen gebracht. Die erzeugten DACE-Modelle sowie ausgewählte Profilschnitte sind in **Abbildung 7.9** dargestellt. Anhand dessen wird veranschaulicht, dass die Rauheit der Oberfläche mit verringertem Schlagabstand und erhöhtem Druck maßgeblich reduziert werden kann. Unter Verwendung von geringen Schlagabständen weist der Betriebsdruck keinen signifikanten Einfluss auf den Verlauf der Rautiefe auf. Darüber hinaus bestätigen die Messungen die Annahme, dass hinsichtlich des Materialtraganteils nur die Kernrautiefe und die Spitzenhöhe reduziert werden, wobei die Riefentiefe jedoch nicht beeinflusst wird.

Die in Abbildung 7.9b gezeigten Profile, gemessen in Vorschubrichtung, repräsentieren die Einglättung der Oberfläche für drei ausgewählte Vorschubgeschwindigkeiten aus dem unteren, mittleren und oberen Wertebereich. Für das Werkzeug mit dem Kugeldurchmesser $d_k = 8 \text{ mm}$ sind neben dem aktuellen Werkzeug die vorherigen Werkzeugpositionen eingezeichnet, um den Einfluss des Abstands zwischen den einzelnen Eindrücken a_f zu visualisieren. Durch eine Anpassung des Werkzeugdurchmessers und der Vorschubgeschwindigkeit kann die erzeugte Oberflächentopographie signifikant beeinflusst werden. Mit kleinerem Werkzeugdurchmesser und der damit einhergehenden größeren lokalen Flächenpressung wird das höchste Maß an plastischer Deformation erzielt. Es ist zu erkennen, dass infolge der elastischen Rückfederung des Werkstoffs nicht die Negativform des Werkzeugs abgebildet wird. Darüber hinaus führt die kontinuierliche Vorschubbewegung dazu, dass auch in dem kurzen Zeitraum des Eindringens in die Oberfläche eine radiale Verschiebung des Materials in Vorschubrichtung initiiert wird, welche ebenfalls zur Abweichung vom idealen Abdruck beiträgt.

Unter Verwendung des Werkzeugs mit dem Durchmesser $d_k = 16 \text{ mm}$ treten bei einer mittleren Vorschubgeschwindigkeit plastische Deformationen der erzeugten Materialaufwürfe auf, die zu einer schuppenartigen Ausprägung der Oberflächentopographie führen. Dieser Einfluss konnte bei sehr geringen Vorschubgeschwindigkeiten nicht nachgewiesen werden. Die dargestellten Profile veranschaulichen, dass infolge der MHP-Bearbeitung eine deutliche Einebnung der Oberflächentopographie erzielt wird, dabei jedoch eine undefinierte makroskopische Unebenheit durch häufige Materialverschiebungen einhergeht [GSMS12, Wie11].

7.2.2 Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung

Entgegen der bearbeiteten Stahl-Proben können die erzeugten Bahnen in der rauen Topographie der lichtbogengespritzten WSC-Fe-Beschichtung nicht direkt erfasst und

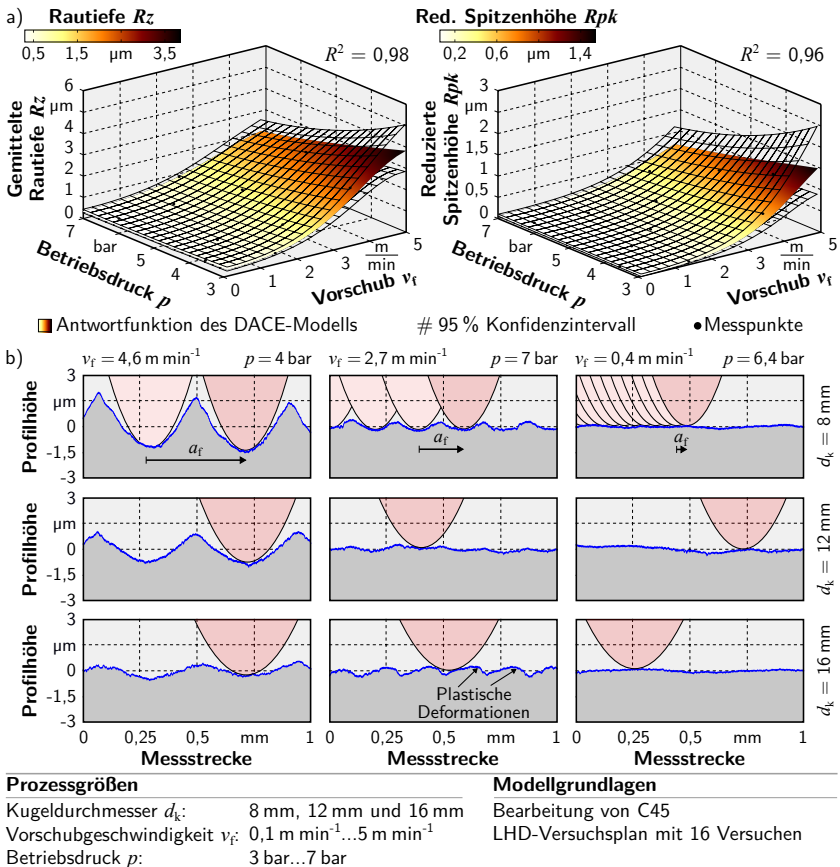
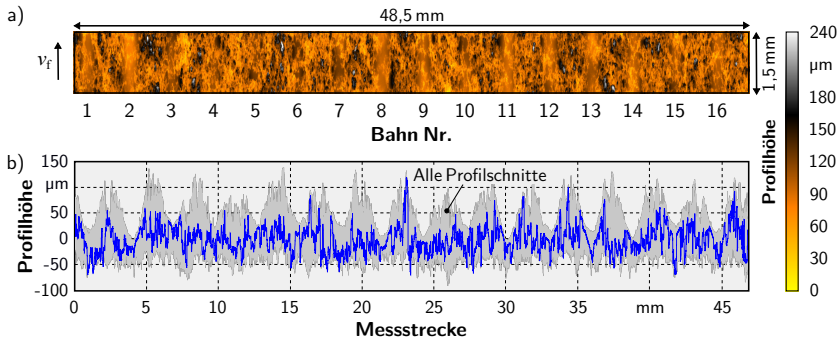


Abbildung 7.9: Analyse der erzeugten Oberflächenbeschaffenheit. a) DACE-Modelle der gemittelten Rautiefe und der reduzierten Spitzenhöhe am Beispiel des Werkzeugaufsatzes mit dem Durchmesser $d_k = 16 \text{ mm}$. b) Ausgewählte Profilschnitte für die drei Werkzeugdurchmesser und drei Vorschubgeschwindigkeiten.

vermessen werden, wie die weißlichtmikroskopische Aufnahme in **Abbildung 7.10** veranschaulicht. Die Einebnung infolge der MHP-Bearbeitung in der rauen Oberfläche wird bis zu $240 \mu\text{m}$ Höhenunterschied ist verhältnismäßig gering.

Durch die Überlagerung sämtlicher Profilschnitte entlang der gemessenen Oberfläche können die einzelnen Bahnen visualisiert werden (Abbildung 7.10b). Resultierend aus der inhomogenen Beschaffenheit der Oberflächentopographie ist eine Vermessung der einzelnen Bahnen jedoch nur eingeschränkt möglich. Die höchsten Eindrücktiefen wurden in den Bahnen Nr. 2, 8, 11 und 14 erzielt, bei denen entweder geringe Vorschubgeschwindigkeiten oder ein niedriger Betriebsdruck vorlagen. Die Bildung



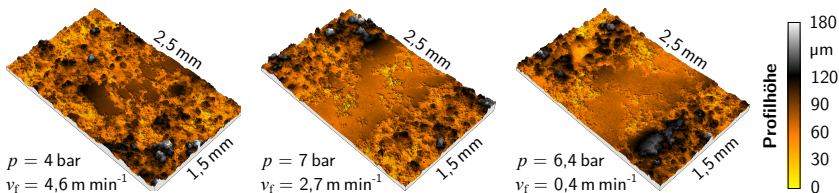
System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	8 mm	Betriebsdruck p :	3 bar...7 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,1 m min ⁻¹ ...5 m min ⁻¹	Werkstoff:	WSC-Fe-Beschichtung

Abbildung 7.10: MHP-Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung unter Variation des Vorschubs und des Betriebsdrucks (Versuchsplan aus Tabelle 7.1). a) Weißlichtmikroskopische Aufnahme der Oberfläche. b) Profilschnitte entlang der vermessenen Oberfläche.

eines Grats konnte innerhalb der gewählten Prozessparametergrenzen aufgrund der rauen Oberflächentopographie nicht nachgewiesen werden.

Nach der Bearbeitung sind aufgrund der rauen Topographie immer noch kleine Vertiefungen am Grund der Bahnen sichtbar, wie die Detailaufnahmen in **Abbildung 7.11** zeigen. Mit der ansteigenden Flächenbelastung wird eine Reduktion dieser Porenräume zwischen den eingeebneten Bereichen im Zentrum der Bahnen erzielt, jedoch werden diese nicht vollständig verschlossen. Trotz der etwa zwei- bis dreifach höheren Mikrohärtze der WSC-Fe-Beschichtung im Vergleich zum Substratwerkstoff liegt bei den Topographien ein deutlich größerer Höhenunterschied zwischen dem Rand der Bahn und dem Grund vor. Dies kann jedoch darauf zurückgeführt werden, dass die Kontaktfläche zwischen dem MHP-Werkzeug und der für den Lichtbogenspritzprozess charakteristischen rauen und porösen Oberfläche wesentlich geringer ist. Darüber



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	8 mm	Betriebsdruck p :	3 bar...7 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,1 m min ⁻¹ ...5 m min ⁻¹	Werkstoff:	WSC-Fe-Beschichtung

Abbildung 7.11: Vergleich der erzeugten Bahnen durch die MHP-Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung unter Variation des Vorschubs und des Betriebsdrucks.

hinaus werden durch das Einwirken der impulsartigen Belastungen die Porenräume im Inneren der Beschichtung verdichtet.

Auch wenn die erfassten Messdaten der gemittelten Rautiefe der rauen lichtbogengespritzten Beschichtung nur bedingt aussagekräftig sind, wurden exemplarisch DACE-Modelle erstellt, um den Einfluss der Prozessparameter zu identifizieren (**Abbildung 7.12a**). Trotz der geringen Bestimmtheitsmaße der beiden dargestellten Modelle kann eine tendenzielle Verringerung der Rauheitskenngrößen mit steigender Flächenbelastung abgeschätzt werden. Dieses Phänomen deckt sich somit mit der Bearbeitung der Proben aus dem Substratwerkstoff C45. Auch wenn die reduzierte Spitzenhöhe im Vergleich zur gesamten Rauheit sehr klein ist, kann ebenfalls eine Reduktion der Rauheit erzielt werden.

Die in **Abbildung 7.12b** dargestellten Profile bestätigen die bereits vermuteten Annahmen, dass mit höherer Flächenpressung auch die Oberfläche der WSC-Fe-Beschichtung eingeebnet wird. Im Vergleich zum unbearbeiteten Referenzprofil werden bei beiden Parameterwertekombinationen die Profilspitzen signifikant reduziert.

Basierend auf den Ergebnissen der Bearbeitung einzelner Bahnen kann angenommen werden, dass für die Bearbeitung der WSC-Fe-Beschichtung kleine Werkzeugdurchmesser sowie eine hohe Flächenbelastung infolge geringer Vorschubgeschwindigkeiten

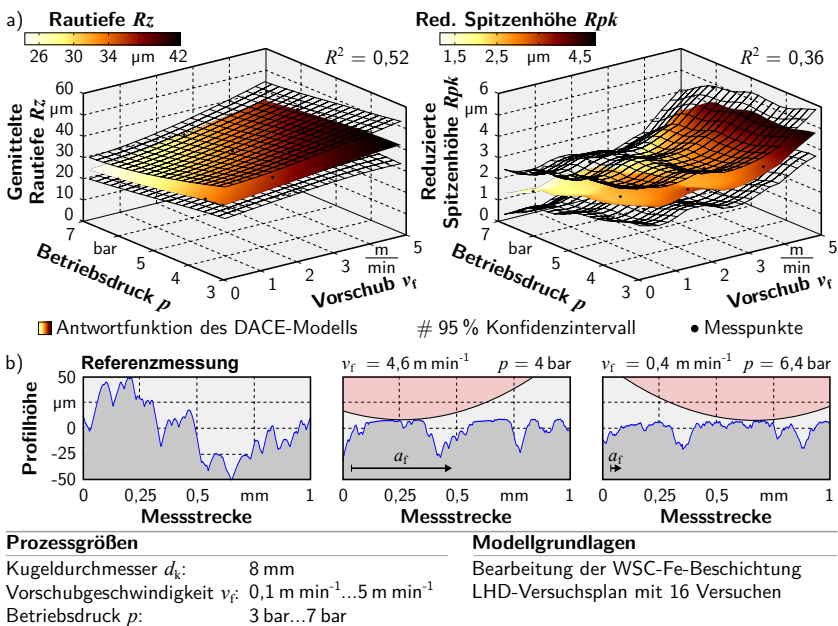


Abbildung 7.12: Analyse der erzeugten Oberflächenbeschaffenheit einer MHP-bearbeiteten WSC-Fe-Beschichtung. a) DACE-Modelle der gemittelten Rautiefe und der reduzierten Spitzenhöhe am Beispiel des Werkzeugaufsatzes mit dem Durchmesser $d_k = 8 \text{ mm}$. b) Ausgewählte Profilschnitte für zwei Parameterkombinationen.

und eines hohen Betriebsdrucks zu verwenden sind, um ein höchstmögliches Maß an Einebnung zu erzielen. Diesbezüglich wurden zur Analyse der flächigen Bearbeitung kleine, ebene Bereiche der Größe $12 \times 10 \text{ mm}^2$ mit Hilfe des Festklopfens bearbeitet. Die dafür verwendeten Prozessparameterwertegrenzen lagen für die Vorschubgeschwindigkeit v_f im Bereich von 250 mm min^{-1} bis $2.000 \text{ mm min}^{-1}$ und für den Bahnabstand a im Bereich von $0,1 \text{ mm}$ bis $0,5 \text{ mm}$.

Zwei Fotos von Werkstücken, auf denen die bearbeiteten Bereiche gut erkennbar sind, sind in **Abbildung 7.13** dargestellt. Infolge der MHP-Bearbeitung konnten keine makroskopischen Schädigungen in Form von Delaminationen oder Ausbrüchen der Beschichtung identifiziert werden.

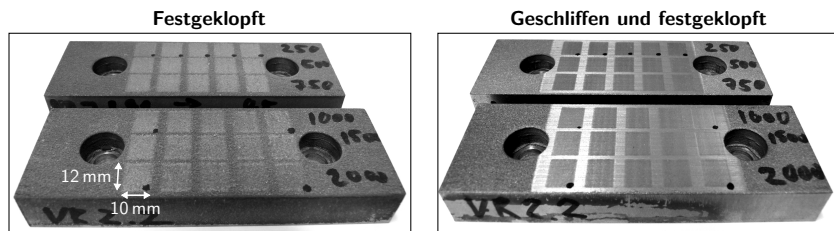
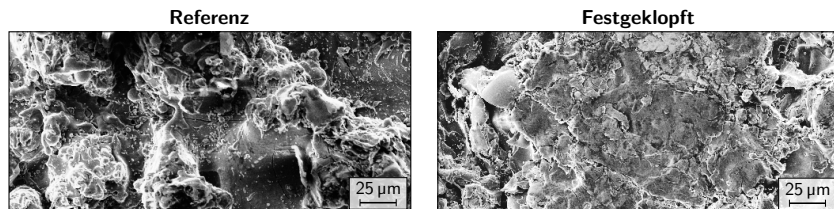


Abbildung 7.13: WSC-Fe-beschichtete Werkstücke, die mit Hilfe des Festklopfens bearbeitet wurden.

Die rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen in **Abbildung 7.14** veranschaulichen den Unterschied zwischen der rauen Struktur der lichtbogengespritzten und der anschließend bearbeiteten Oberfläche. Die plateauartige Struktur der verdichteten Oberfläche weist nach der Bearbeitung immer noch Porenräume auf, die nicht mit verdrängtem Material gefüllt wurden. Aufgrund der geringen Prozesstemperaturen während der inkrementellen Umformung durch das MHP findet keine Verschmelzung der deformierten Bereiche statt, so dass die Grenzen zwischen den einzelnen, eingeebneten Profilspitzen auf der REM-Aufnahme deutlich sichtbar bleiben.



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	12 mm	Betriebsdruck p :	6 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	1 m min^{-1}	Werkstoff:	WSC-Fe-Beschichtung
Bahnabstand a :	$0,1 \text{ mm}$		

Abbildung 7.14: REM-Aufnahmen der WSC-Fe-Beschichtung, die mit Hilfe des Festklopfens bearbeitet wurden.

Die Materialverschiebungen innerhalb des Gefüges infolge der Nachbearbeitung sind am Beispiel einer Auswahl von metallurgischen Querschliffen in **Abbildung 7.15** dargestellt. Die REM-Aufnahmen zeigen Gefügequerschliffe einer unbearbeiteten Referenzprobe, zwei durch Schleifen und Festklopfen bearbeiteter Oberflächen sowie einer Kombination beider Verfahren. Der inhomogene, lamellare Schichtaufbau der erstarrten Spritzpartikel ist in allen Aufnahmen erkennbar.

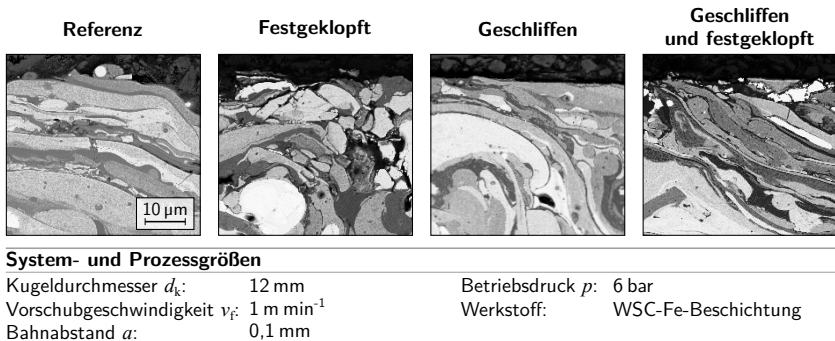
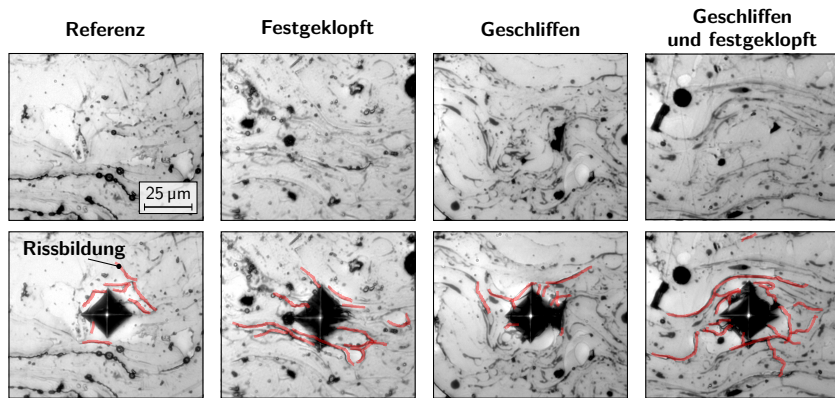


Abbildung 7.15: REM-Aufnahmen metallurgischer Gefügequerschliffe der WSC-Fe-Beschichtung nach unterschiedlichen Bearbeitungsoperationen.

Im Vergleich zur Referenzprobe weisen die drei nachbearbeiteten Oberflächen einen deutlich glatteren Abschluss zur Oberfläche auf. Aufgrund dessen kann auf eine wesentlich glattere Topographie nach der Bearbeitung geschlossen werden. Die Randzone der direkt verdichteten Beschichtung beinhaltet eine hohe Anzahl an kleinen Partikeln, welche ein hohes Maß an plastischer Deformation belegen. Aufgrund des prozentualen Anteils des vergleichsweise weichen Eisens von ca. 50 % in der Beschichtung findet durch die lokale Krafteinwirkung eine erneute mechanische Verklammerung der Hartstoffpartikel statt. Infolge der Vielzahl an Mikrorissen, die aus dem hohen Umformgrad resultieren, ist jedoch von einer eingeschränkten Wirkung gegen abrasiven Verschleiß auszugehen.

Demgegenüber wurde durch den Schleifprozess eine vergleichsweise glatte Oberfläche erzeugt, die keine Änderungen im Gefüge erkennen lässt. Eine anschließende MHP-Bearbeitung führt trotz geringerer lokaler Deformationen aufgrund der größeren Kontaktfläche zwischen der Kugel und der ebenen Oberfläche ebenfalls zur Erzeugung von Mikrorissen. Im Vergleich zur direkten Bearbeitung der Beschichtung sind diese jedoch wesentlich geringer ausgeprägt.

Um eine mögliche Gradierung der Randzone infolge des Festklopfens nachzuweisen, wurden Mikrohärtemessungen nach Vickers im Bereich der Randzone durchgeführt, bei denen ein pyramidenförmiger Prüfkörper unter einer definierten Last in die Werkstückoberfläche eindringt. In **Abbildung 7.16** sind exemplarisch vier Mikroskopaufnahmen ausgewählter Proben vor und nach der Härtemessung dargestellt. In allen Fällen wurde eine Rissbildung in dem spröden, heterogenen Gefüge durch das Eindringen des Indenters initiiert. Die Risse breiten sich dabei insbesondere entlang der Grenzen der lamellar erstarrten Spritzpartikel aus. Die Intensität der Mikrorisse ist bei den



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	12 mm	Betriebsdruck p :	6 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	1 m min^{-1}	Werkstoff:	WSC-Fe-Beschichtung
Bahnabstand a :	0,1 mm		

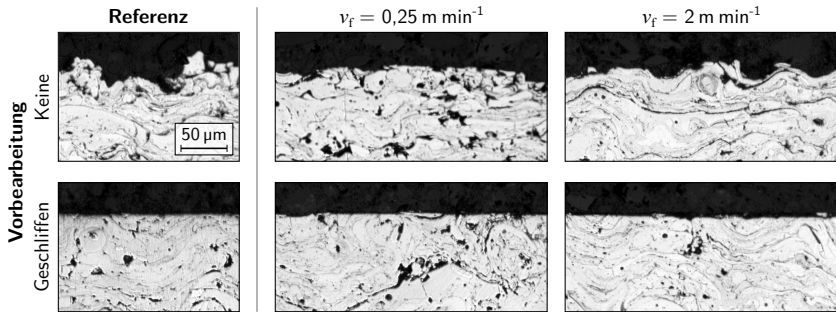
Abbildung 7.16: Mikroskopaufnahmen metallurgischer Gefügequerschliffe der WSC-Fe-Beschichtung vor und nach der Mikrohärteprüfung nach Vickers zur Veranschaulichung der Rissausbreitung infolge der Indenterbelastung.

MHP-bearbeiteten Proben wesentlich höher als bei den unbearbeiteten oder den geschliffenen Werkstücken. Eine Unterscheidung zwischen einer direkt verdichteten und einer zunächst geschliffenen Oberfläche ist dabei kaum möglich. Die resultierende Mikrohärte liegt bei allen Proben unverändert auf einem ähnlichen Niveau von etwa 450 HV 0,3 bis 650 HV 0,3, so dass die postulierte Härtesteigerung nach dem MHP nicht nachgewiesen werden konnte.

In Erweiterung zu den bereits in Abbildung 7.12 gezeigten Profilschnitten sind in **Abbildung 7.17** Mikroskopaufnahmen von ausgewählten Randzonen dargestellt, die unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit bearbeitet wurden. Bei der Bearbeitung der spritzrauen Oberfläche tritt in jedem Falle eine Verringerung der Profilhöhe auf, die mit verringertem Schlagabstand intensiviert wird. Bei den bereits geschliffenen Proben kann keine Einebnung der Profilspitzen anhand der Querschliffe nachgewiesen werden.

Die Übergangsbereiche zwischen unbearbeiteter und bearbeiteter Oberfläche sind in **Abbildung 7.18** anhand von weißlichtmikroskopischen Aufnahmen dargestellt. Die ausgewählten Proben wurden mit zwei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten und Bahnabständen gefertigt. Wie auch schon in den REM-Aufnahmen (Abbildung 7.14) erkennbar, weisen die verdichteten Bereiche eine plateauartige Struktur auf, die in Abhängigkeit höherer Flächenbelastungen deutlicher ausgeprägt ist. Die Einebnung zwischen den Profilspitzen der rauhen Oberfläche und den verdichteten Bereichen beträgt im Mittel $60 \mu\text{m}$ bis $80 \mu\text{m}$. Die Höhe zwischen den erzeugten Plateaus und den dazwischenliegenden Profiltälern liegt bei etwa $40 \mu\text{m}$.

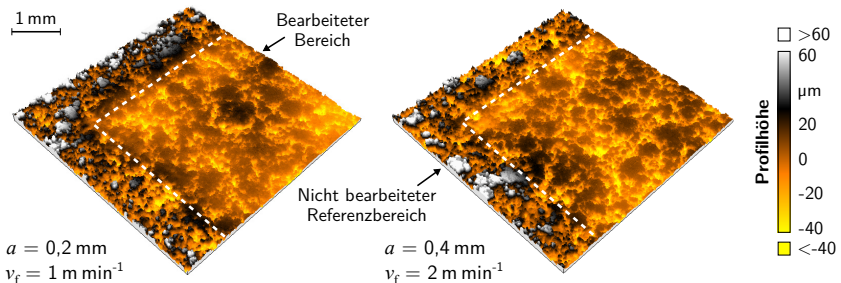
Eine generelle Anwendbarkeit der flächigen Bearbeitung von WSC-Fe-Beschichtungen mittels Festklopfen konnte somit nachgewiesen werden. Infolge hoher Flä-

**System- und Prozessgrößen**Kugeldurchmesser d_k : 12 mmBetriebsdruck p : 6 barVorschubgeschw. v_f : 0,25 m min⁻¹ und 2 m min⁻¹

Werkstoff: WSC-Fe-Beschichtung

Bahnabstand a : 0,2 mm

Abbildung 7.17: Mikroskopaufnahmen von Gefügequerschliffen zur Ermittlung des Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit beim MHP auf die Einebnung und Schädigung von WSC-Fe-beschichteten Proben.

**System- und Prozessgrößen**Kugeldurchmesser d_k : 12 mmBetriebsdruck p : 6 barVorschubgeschw. v_f : 1 m min⁻¹ und 2 m min⁻¹

Werkstoff: WSC-Fe-Beschichtung

Bahnabstand a : 0,2 mm und 0,4 mm

Abbildung 7.18: Weißlichtmikroskopische Aufnahmen der Oberflächentopographien von WSC-Fe-beschichteten Proben unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit und des Bahnabstands beim MHP.

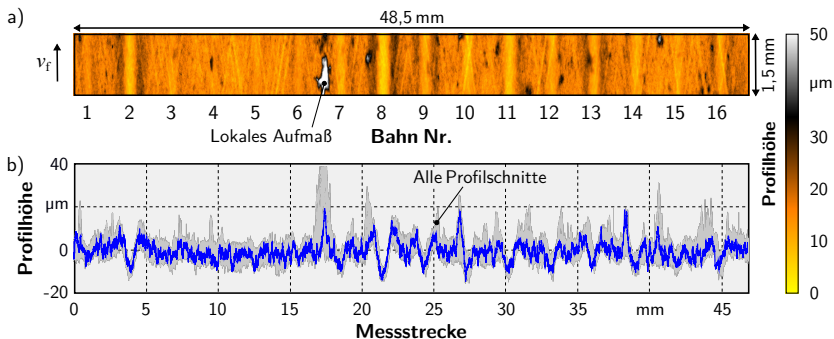
chenbelastungen bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten, Bahnabständen und hohen Betriebsdrücken können jedoch Schädigungen der inhomogenen Randzone in Form von Mikrorissen auftreten. Inwieweit diese Schädigungen die Verschleißbeständigkeit der Beschichtung unter Last beeinträchtigt, sollte in zukünftigen Arbeiten detailliert untersucht werden. Ebenfalls kann eine Anpassung des Mischungsverhältnisses zwischen Hartstoffpartikeln und Bindematrix der Beschichtung zur Verbesserung der Oberflächenqualität nach der MHP-Bearbeitung in Betracht gezogen werden.

7.2.3 Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung

Trotz der hohen Härte der WC-Co-Beschichtung kann eine Einebnung der Oberfläche infolge des Festklopfens erzielt werden, wie anhand der Versuchsreihe zur Erzeugung einzelner Bahnen in **Abbildung 7.19** ersichtlich ist. Im Vergleich zu der WSC-Fe-Beschichtung ist die maximale Profilhöhe jedoch wesentlich geringer, so dass die gefertigten Bahnen besser quantifizierbar sind. Dies wird auch durch die Überlagerung der Profilschnitte, die eine geringere Streubreite als die der WSC-Fe-Beschichtung aufweist, veranschaulicht. Infolge der Bearbeitung können jedoch die durch den HVOF-Beschichtungsprozess resultierenden Oberflächenfehler in Form von lokalen Hartstoffansammlungen, welche beispielsweise in der dargestellten Topographie zwischen Bahn Nr. 6 und 7 deutlich erkennbar sind, nicht beseitigt werden. Da die WC-Co-Beschichtung einen vernachlässigbar geringeren Porenraum aufweist, geht mit der Materialverschiebung eine Gratbildung einher, die insbesondere bei den Bahnen Nr. 2, 8, 9, 13 und 16 besonders intensiv ausgeprägt ist.

Der Vergleich ausgewählter Topographien in **Abbildung 7.20** zeigt, dass infolge geringer Flächenbelastungen keine signifikanten Änderungen der Oberflächentopographie zu erwarten sind. Erst ab dem Überschreiten einer Mindestbelastung wird eine nachweisbare Einebnung erzeugt. Hinsichtlich der Oberflächenbeschaffenheit tritt jedoch nur eine geringe Verringerung der Profilspitzen am Grund der Bahnen auf.

Diese Annahme kann auch anhand der dargestellten Profile in **Abbildung 7.21** bestätigt werden. Im Vergleich zu der Referenzmessung wird zwar die Gesamtprofilhöhe reduziert, die Profilspitzen jedoch nur geringfügig eingeebnet. Der Einsatz von kleineren Werkzeugdurchmessern führt, wie auch bei dem Substratwerkstoff C45 und der WSC-Fe-Beschichtung, zu einer Verringerung der Poren bzw. der Zwischenräume zwischen den Profilspitzen. Der Einfluss des Kugeldurchmessers wirkt sich haupt-



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	8 mm	Betriebsdruck p :	3 bar...7 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	0,1 m min ⁻¹ ...5 m min ⁻¹	Werkstoff:	WC-Co-Beschichtung

Abbildung 7.19: MHP-Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit und des Betriebsdrucks (Versuchsplan aus Tabelle 7.1). a) Weißlichtmikroskopische Aufnahme der Oberfläche. b) Profilschnitte entlang der vermessenen Oberfläche.

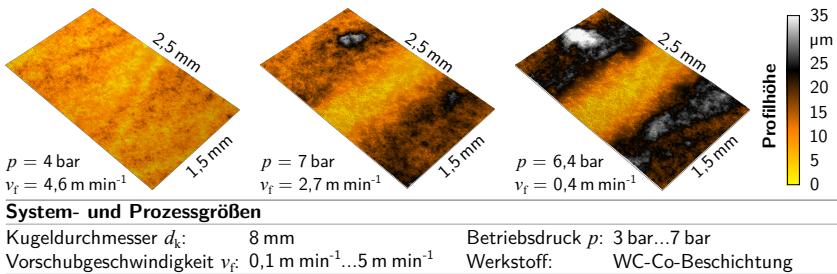


Abbildung 7.20: Vergleich der erzeugten Bahnen durch das Festklopfen der WC-Co-Beschichtung unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit und des Betriebsdrucks.

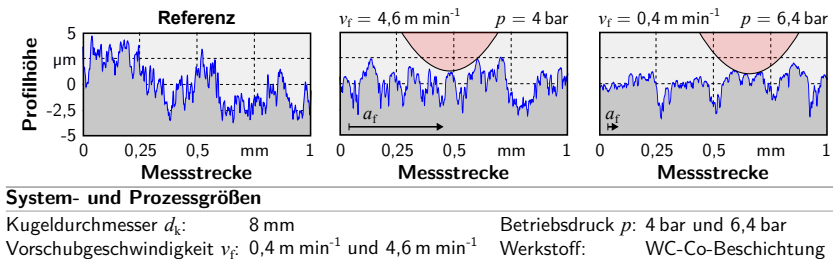


Abbildung 7.21: Analyse der erzeugten Oberflächenbeschaffenheit der WC-Co-Beschichtung anhand ausgewählter Profilschnitte.

sächlich bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten auf die Einebnung und Stauchung der Oberflächenspitzen aus.

Zur Untersuchung der flächigen Bearbeitung der WC-Co-beschichteten Werkstücke wurden zunächst, ähnlich wie bei der WSC-Fe-Beschichtung, unter Verwendung der mittleren Kugel mit dem Durchmesser $d_k = 12$ mm die Vorschubgeschwindigkeit ($v_f = 250$ mm min⁻¹ bis 2.000 mm min⁻¹) und der Bahnabstand ($a = 0,1$ mm bis 0,5 mm) variiert. Da anhand dieser Prozessparameterwertekombinationen jedoch keine schadungsfreie Bearbeitung möglich war, wurden die Parameterwertegrenzen auf $v_f = 2.000$ mm min⁻¹ bis 6.000 mm min⁻¹ sowie $a = 0,6$ mm bis 1 mm erweitert. Zwei Fotos von Werkstücken, auf denen die bearbeiteten Bereiche und die auftretenden Schädigungen gut erkennbar sind, sind in **Abbildung 7.22** dargestellt.

Aufgrund der hohen Härte der Beschichtung von bis zu 1.450 HV 0,3 sowie der geringen Schichtdicke und -porosität führt die einwirkende Kraft beim MHP zu einer Deformation des darunter befindlichen Substratwerkstoffs. Infolgedessen erfolgt eine großflächige Delamination der Beschichtung im bearbeiteten Bereich. Bei der spritzrauen Oberfläche konnten lediglich die Bereiche schadungsfrei hergestellt werden, die mit der höchsten Vorschubgeschwindigkeit und den beiden größten Bahnabständen bearbeitet wurden.

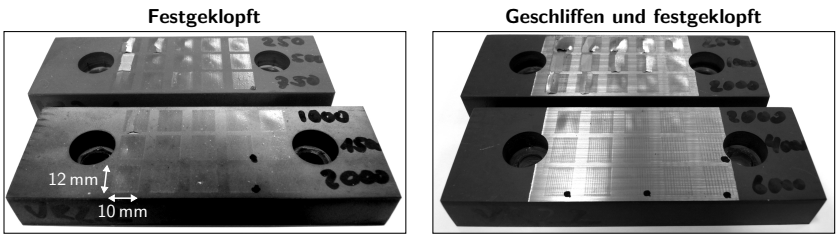
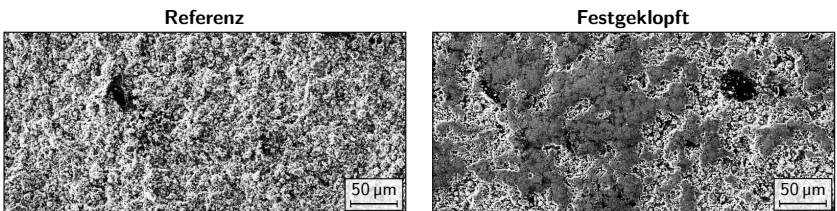


Abbildung 7.22: WC-Co-beschichtete Werkstücke, die mit Hilfe des Festklopfens bearbeitet wurden.

Der Effekt der Schichtablösung wird durch einen vorgelagerten Schleifprozess signifikant erhöht. Hierbei ist eine schädigungsfreie Bearbeitung erst ab einem Vorschub von $v_f = 4.000 \text{ mm min}^{-1}$ und einem Bahnabstand von $a = 0,6 \text{ mm}$ möglich. Diese Prozessparameterwerte führen jedoch nicht mehr zu dem gewünschten Ziel, die Topographie flächig einzuebnen, sondern erzeugen sichtbare Bahnen auf der Oberfläche. Begründet werden kann die Verschlechterung der Bearbeitbarkeit durch eine weitere Reduktion der Schichtdicke durch den Schleifprozess sowie die Vermeidung der Einebnung von Profilspitzen aufgrund der ebenen, geschliffenen Oberfläche.

Trotz der hohen Mikrohärte werden die Profilspitzen der spritzrauen Oberfläche durch das Festklopfen flächig eingeebnet, wie den REM-Aufnahmen in **Abbildung 7.23** zu entnehmen ist. Die erzeugte plateauartige Oberfläche besteht jedoch aufgrund des geringen Umformvermögens der WC-Co-Beschichtung zum Großteil aus Profiltälern. Eine Erhöhung der Flächenbelastung zur weiteren Einebnung der Schicht ist nicht möglich, da dies zur Delamination der Schicht führt.

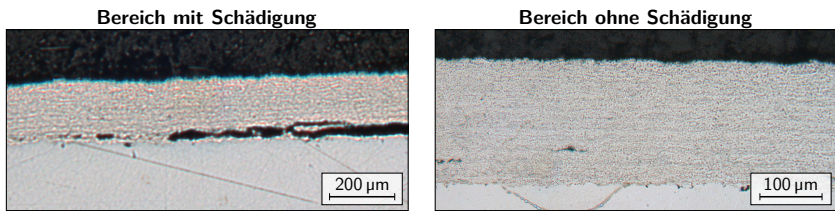
Obwohl die bearbeiteten Oberflächen keine Schädigungen aufgewiesen haben, traten nach der Probenpräparation teilweise Delaminationen der Beschichtung infolge der Eigenspannungsgradienten zwischen dem Substratwerkstoff und der Beschichtung auf. In **Abbildung 7.24** ist exemplarisch eine Probe dargestellt, deren bearbeitete Fläche teilweise während der Probenpräparation abgelöst wurde. Darüber hinaus konnten keine



System- und Prozessgrößen

Kugeldurchmesser d_k :	12 mm	Betriebsdruck p :	6 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	2 m min^{-1}	Werkstoff:	WC-Co-Beschichtung
Bahnabstand a :	0,4 mm		

Abbildung 7.23: REM-Aufnahmen der WC-Co-Beschichtung, die mit Hilfe des Festklopfens bearbeitet wurden.

**System- und Prozessgrößen**

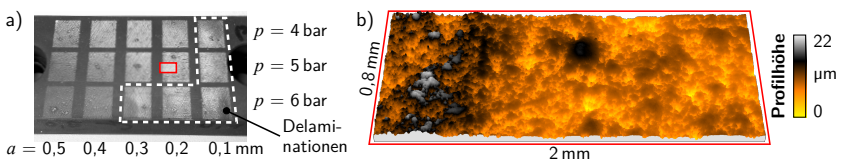
Kugeldurchmesser d_k :	12 mm	Betriebsdruck p :	6 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	2 m min ⁻¹	Werkstoff:	WC-Co-Beschichtung
Bahnabstand a :	0,4 mm		

Abbildung 7.24: Mikroskopaufnahmen eines Gefügequerschnitts der eine partielle Schädigung der WC-Co-Schicht in Folge der MHP-Bearbeitung zeigt [El 14].

Schädigungen innerhalb des Schichtgefüges selbst, wie bei der WSC-Fe-Beschichtung, nachgewiesen werden.

Da eine Bearbeitung mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten und Bahnabständen hinsichtlich der erwünschten Oberflächeneinglättung nicht zielführend ist, muss die Flächenbelastung im Vergleich zur WSC-Fe-Bearbeitung deutlich reduziert werden. Diesbezüglich wurde eine Parameterstudie unter Verwendung des größeren Kugeldurchmessers ($d_k = 16$ mm) und eines geringeren Betriebsdrucks ($p = 4$ bar bis 6 bar) durchgeführt. **Abbildung 7.25** zeigt ein Foto der bearbeiteten Werkstückoberfläche sowie eine weißlichtmikroskopische Detailaufnahme einer erzeugten Topographie. Trotz der verringerten Flächenbelastung durch den größeren Kugeldurchmesser und den reduzierten Druck führt die MHP-Bearbeitung mit einem Bahnabstand von 0,1 mm zur Delamination der WC-Co-Beschichtung. Für die reduzierten Drücke $p = 4$ bar und 5 bar ermöglichen Bahnabstände $> 0,2$ mm eine schädigungsfreie Einglättung.

Die Detailaufnahme der dargestellten Topographie ($p = 5$ bar, $a = 0,2$ mm) zeigt, dass trotz verringerter Prozessparameterwerte eine Einglättung der hochharten Beschichtung möglich ist. Infolge der Bearbeitung kann von einer mittleren Reduktion der Profilhöhe

**System- und Prozessgrößen**

Kugeldurchmesser d_k :	16 mm	Betriebsdruck p :	4 bar...6 bar
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	1 m min ⁻¹	Werkstoff:	WC-Co-Beschichtung
Bahnabstand a :	0,1 mm...0,5 mm		

Abbildung 7.25: Reduktion der Flächenbelastung zur schädigungsfreien Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung. a) Foto des bearbeiteten Werkstücks. b) Weißlichtmikroskopaufnahme der Oberfläche, die mit der höchsten Flächenbelastung fehlerfrei bearbeitet wurde.

von etwa 10 µm ausgegangen werden. Inwieweit die tribologischen Eigenschaften der MHP-bearbeiteten Oberfläche dem abrasivem Verschleiß standhalten, sollte jedoch in zukünftigen Arbeiten noch detailliert analysiert werden.

8 Endbearbeitung von hartstoffbeschichteten Freiformflächen

Neben der Werkstofffestigkeit steigt auch die Komplexität von umgeformten Blechwerkstücken im Automobilbereich kontinuierlich an, da die Integration mehrerer Funktionselemente in einem Bauteil angestrebt wird, um die Anzahl der benötigten Fügestellen zwischen den einzelnen Komponenten zu reduzieren [KGK03]. Aufgrund der komplexen Gestalt dieser tiefgezogenen Blechwerkstücke weisen die verwendeten Umformwerkzeuge größtenteils freigeformte Oberflächen auf. Da bei deren Schleifbearbeitung die Eingriffssituation zwischen Werkzeug und Werkstück erheblich variiert, ist eine Vorhersage der resultierenden Belastung im Schleifprozess nur sehr eingeschränkt möglich. Ein effizienter Ansatz, mit dessen Hilfe eine hinreichend genaue Abschätzung der auftretenden Zeitspannvolumina und Prozesskräfte berechnet werden kann, ist der Einsatz eines geometrisch-physikalischen Simulationssystems [ROK⁺12, SBL⁺14]. Anhand dessen können die idealen Eingriffssituationen unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Werkstückgestalt entlang beliebiger NC-Bahnen modelliert und analysiert werden. Zur Berechnung der mechanischen Belastungen beim NC-Formschleifen wurden die im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen dieser Arbeit hergeleiteten Ersatzmodelle zum Flachsleifen auf die simulierten Eingriffssituationen angewendet. Als alternatives Bearbeitungsverfahren wurde das Festklopfen zur Nachbearbeitung der beschichteten Tiefziehwerkzeuge eingesetzt. Die Prozessauslegung geschah dabei modellgestützt auf Basis der durchgeführten Grundlagenuntersuchungen an den ebenen Testwerkstücken. Die Validierung und Bewertung des simulationsgestützten NC-Formschleifens und des modellgestützten Festklopfens erfolgte anhand der Bearbeitung freigeformter, beschichteter Tiefziehwerkzeuge.

8.1 NC-Formschleifen

Das NC-Formschleifen ist dadurch gekennzeichnet, dass nahezu beliebige Werkstückgestalten durch den Einsatz angepasster Werkzeugformen und passender -bahnen erzeugt werden können. Im Gegensatz zum Flachsleifen können die Eingriffssituationen nicht direkt aus den gewählten Prozessparametern, Zustellung und Bahnabstand, hergeleitet werden. Die Eingriffskinetik ist am Beispiel eines kugelförmigen Schleifstifts und eines beschichteten Bauteils in **Abbildung 8.1** dargestellt.

Aufgrund der variierenden Anstellung des Werkzeugs im globalen Koordinatensystem entspricht die Zustellung a_e dem Zustellbetrag in Richtung der Oberflächennormalen im Eingriffspunkt. Der äquidistante Abstand zwischen zwei NC-Bahnen wird durch den Zeilenabstand a_p bestimmt. Zusätzlich ermöglicht der Einsatz von torus- und kugelförmigen Werkzeugen eine Anstellung des Werkzeugs zur Oberfläche, um eine verbesserte Erreichbarkeit bzw. höhere effektive Schnittgeschwindigkeit in der Kontaktzone zu erzielen. Diese Winkel werden in Vorschubrichtung als Führungswinkel β_f und orthogonal dazu als seitlicher Kippwinkel β_{in} bezeichnet.

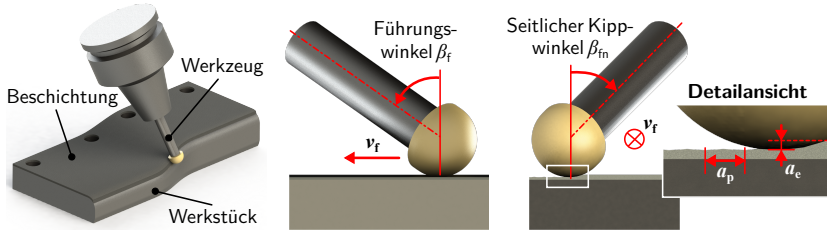


Abbildung 8.1: Prozesskinematik beim NC-Formschleifen von Freiformflächen mit sphärischen Schleifstiften.

8.1.1 Makroskopische Werkzeuggestalt für die Freiformbearbeitung

Zur Endbearbeitung der Freiformflächen wurden im Rahmen dieser Arbeit die in **Abbildung 8.2** dargestellten vier verschiedenen makroskopischen Werkzeugformen eingesetzt. Generell unterscheiden sich diese im Einsatz in der möglichen Eingriffsbreite und der jeweils in der Kontaktzone vorliegenden Schnittgeschwindigkeit, welche aus der Drehzahl und dem variierenden effektiven Werkzeugradius, an dem das Werkzeug mit der Werkstückoberfläche in Kontakt steht, resultiert.

Für zylindrische Schleifwerkzeuge ergibt sich dabei eine konstante Schnittgeschwindigkeit über die gesamte Eingriffsbreite. Mit Hilfe einer gezielten Anpassung des Zeilenabstands können sowohl glatte Oberflächen durch eine hohe Überdeckung und ein geringes Zeitspanvolumen als auch raue Oberflächen bei vergleichsweise niedriger Überdeckung und hohem Zeitspanvolumen erzeugt werden.

Konische Werkzeuge ermöglichen wie die zylindrischen Werkzeuge eine flächige Bearbeitung. Ein besonderer Vorteil des Einsatzes dieser Werkzeugform ist, dass breitere Oberflächen bearbeitet werden können, wenn der Konuswinkel groß genug gewählt wird, da eine Kollision des Werkzeughalters mit dem Werkstück vermieden werden kann. Unter Verwendung der konischen Schleifwerkzeuge ist jedoch die linear

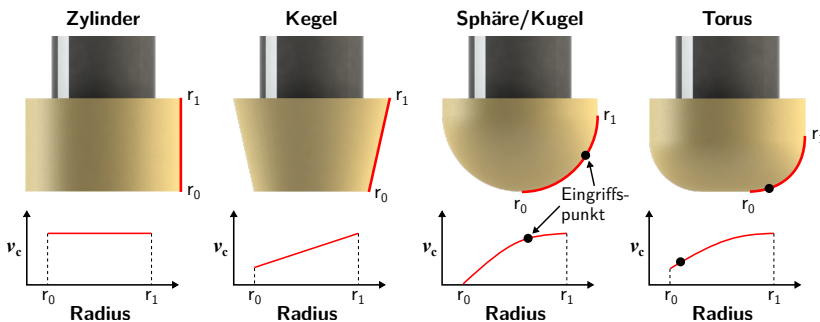


Abbildung 8.2: Verwendete Werkzeuggrundformen für die Bearbeitung der beschichteten Tiefziehwerkzeuge und deren Schnittgeschwindigkeitsprofile entlang der möglichen Eingriffsbereiche.

abfallende Schnittgeschwindigkeit und die Verringerung der aktiven Kornschneiden entlang der Werkzeugbreite bis hin zur Werkzeugspitze zu berücksichtigen, da diese den Werkzeugverschleiß im Prozess negativ beeinflussen kann.

Im Gegensatz dazu liegt bei kugelförmigen bzw. sphärischen Werkzeugen in Abhängigkeit von der Krümmung der Werkstückoberfläche und des Werkzeugradius in erster Näherung ein punktueller Kontakt vor. In Abhängigkeit des seitlichen Kippwinkels resultiert daraus eine Schnittgeschwindigkeit, die zwischen 0 und der maximalen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,max}$ liegt. Je weiter sich beide Krümmungsradien annähern, desto größer wird die Kontaktzone, bis sich das Werkzeug vollständig im Eingriff befindet. Der daraus resultierende vergleichsweise hohe Umschlingungswinkel führt in diesem Fall zu einer eingeschränkten Kühlschmierstoffversorgung der Kontaktzone und zu einem ungünstigen Abtransport der Schleifspäne, wodurch eine erhöhte thermomechanische Belastung von Werkstück und Werkzeug vorliegt. Aufgrund dessen sollte der Werkzeugradius immer kleiner als der zu bearbeitende Radius der Werkstückoberfläche sein.

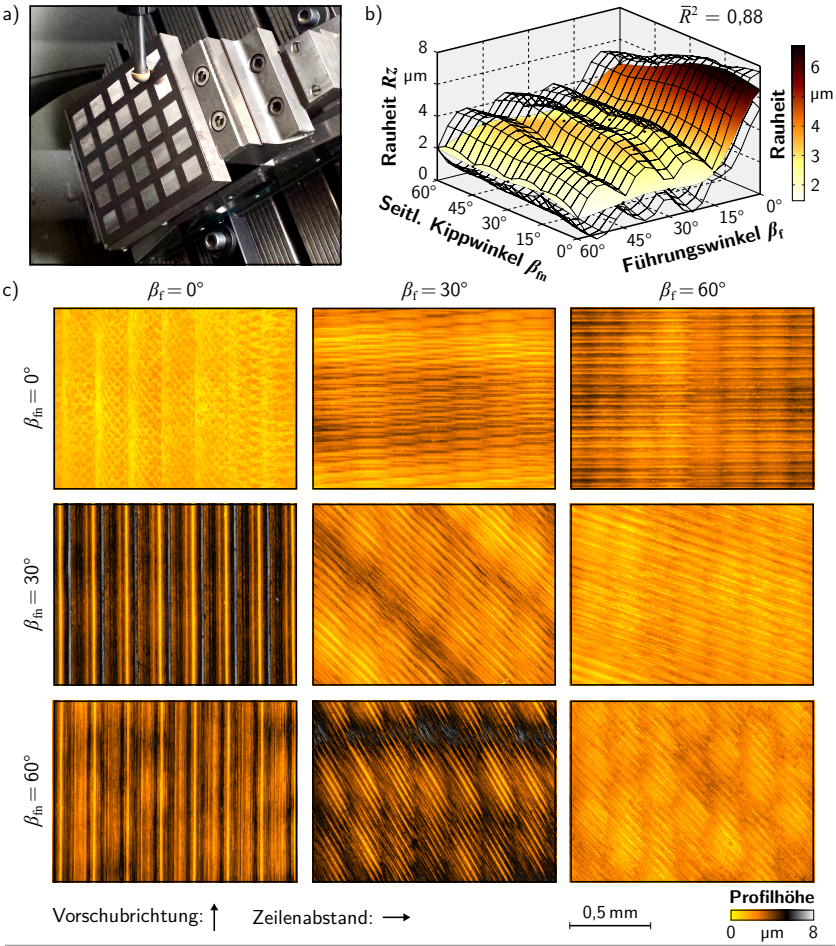
Der Einsatz torusförmiger Werkzeuge ermöglicht die Kombination der Vorteile von zylindrischen und kugelförmigen Werkzeugen. Da der Eingriff im Bereich des Eckenradius vorliegt, fällt die Schnittgeschwindigkeit im unteren Bereich der Krümmung nicht auf 0 ab. Darüber hinaus kann das Werkzeug mit dem zylindrischen Teil auch für eine flächige Bearbeitung eingesetzt werden. Aufgrund des geringeren Radius liegt jedoch im Vergleich zum kugelförmigen Werkzeug bedingt durch weniger Bindungsmaterial unterhalb des Korn eine verringerte Kornhaltekraft vor, welche einen erhöhten Werkzeugverschleiß im Kontaktpunkt zur Folge hat.

8.1.2 Einfluss der Anstellwinkel auf die Werkstücktopographie

Neben den bereits in den Grundlagenuntersuchungen dieser Arbeit (Kapitel 6) präsentierten Einflussfaktoren Zustellung, Zeilenabstand und Vorschubgeschwindigkeit weist die Werkzeuganstellung, welche durch den Führungswinkel β_f und den seitlichen Kippwinkel β_{fn} bestimmt wird, ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Mikrogestalt der erzeugten Werkstückoberfläche auf. Zur Analyse der resultierenden Topographien wurden die beiden Winkel im Bereich von 0° bis 60° in Schritten von 15° unter konstanten Randbedingungen bei der Bearbeitung WC-Co-beschichteter Proben variiert. Der Versuchsaufbau, die erzielten Rauheiten sowie ausgewählte Topographien in Form von weißlichtmikroskopischen Aufnahmen sind in **Abbildung 8.3** dargestellt.

Für alle Versuchsreihen wurde eine konstante Drehzahl von $n = 12.700 \text{ min}^{-1}$ eingestellt, wodurch die effektive Schnittgeschwindigkeit in der Kontaktzone zwischen $v_c \approx 0,5 \text{ m s}^{-1}$ im Zentrumsschnitt bei $\beta_f = \beta_{fn} = 0$ und $v_c \approx 9,5 \text{ m s}^{-1}$ auf der äußersten Position bei $\beta_f = \beta_{fn} = 60$ variierte. Die erzielten gemittelten Rautiefen liegen im Bereich von $1,5 \mu\text{m}$ bis $3,5 \mu\text{m}$ (Abbildung 8.3b) und weisen keinen signifikanten Einfluss des seitlichen Kippwinkels auf. Bei einem orthogonal zur Vorschubrichtung stehenden Werkzeug ($\beta_f = 0$) wird jedoch die höchste Rautiefe erzeugt.

Einen Sonderfall stellt hierbei die Parameterwertepaarung $\beta_f = \beta_{fn} = 0$ dar, da diese aufgrund hoher Reib- und Ploughingvorgänge im Zentrumsschnitt zu makroskopischen Oberflächenfehlern führt und daher nicht bei der Modellerstellung berücksichtigt wurde. Dieser Fehler wird auch in der dargestellten Topographie deutlich. Trotz der



Systemgrößen			
Schleifwerkzeug:	B126 ($d = 15\text{ mm}$)	Werkstück:	WC-Co Beschichtung
Prozessgrößen			
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	800 mm min^{-1}	Drehzahl n :	12.700 min^{-1}
Schnittgeschwindigkeit v_c :	$0\text{ m s}^{-1} \dots 10\text{ m s}^{-1}$	Führungswinkel β_f :	$0^\circ \dots 60^\circ$
Zustellung a_e :	$20\text{ }\mu\text{m}$	Seitlicher Kippwinkel β_m :	$0^\circ \dots 60^\circ$
Eingriffsbreite a_p :	$0,2\text{ mm}$	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

Abbildung 8.3: a) Foto des Versuchsaufbaus. b) Einfluss der Anstellwinkel auf die resultierende Rauheit quer zur Vorschubrichtung. c) Werkstücktopographien geschliffener WC-Co-Beschichtungen unter Variation der Anstellwinkel.

vergleichsweise geringen Profilhöhe sind die Vorschubriefen in dem abgebildeten Bildausschnitt aufgrund des vergleichsweise hohen Vorschubs pro Werkzeugumdrehung

deutlich erkennbar. Darüber hinaus führte die Bearbeitung des $15 \times 15 \text{ mm}^2$ kleinen Bereichs bereits zu einer erheblichen Abflachung des Werkzeugs im Bereich des Zentrums, welche nahezu der gesamten Zustellung entsprach und infolgedessen zu einer nicht reproduzierbaren Oberflächentopographie sowie Formfehlern. Die Ursache hierfür ist eine Überlastung des Werkzeugs infolge zu hoher Spannungsdicken resultierend aus der sehr niedrigen effektiven Schnittgeschwindigkeit und der daraus einhergehenden erhöhten thermomechanischen Belastung.

Für den Fall, dass keine Anstellung in Vorschubrichtung eingestellt wurde, sind die erzeugten Schleifriefen, analog zum Flatschleifen, deutlich ausgeprägt. Sie führten daher auch zu den schlechtesten Oberflächentopographien, gemessen an der gemittelten Rautiefe orthogonal zur Vorschubrichtung. Andernfalls, wenn nur der Führungswinkel ohne seitliche Anstellung variiert wurde, ergab sich eine markante Musterbildung auf der Oberfläche, welche auf die einzelnen Werkzeugumdrehungen zurückzuführen ist. Je nach Orientierung der Werkzeuglage zwischen den einzelnen Zeilenabständen konnten ebenfalls durchgängige Schleifriefen erzeugt werden, die jedoch nur in Vorschubrichtung bzw. orthogonal zum Anstellwinkel messbar sind. Die qualitativ besten Oberflächentopographien konnten mit Hilfe überlagerter Anstellwinkel erzeugt werden.

Die aus der Variation der Anstellwinkel gewonnenen Erkenntnisse wurden anhand von Testwerkstücken, welche Bestandteil einer segmentierten Tiefziehmatrize sind, auf die Bearbeitung der Freiformgeometrie übertragen und in Kombination mit einer Variation der seitlichen Zustellung angewendet. Zur Reduktion der Bearbeitungszeit wurden neben den kugelförmigen Werkzeugen auch zylinder- und konusförmige Schleifstifte auf ihre Anwendbarkeit zur Endbearbeitung des Testwerkstücks untersucht. Das Werkstück sowie die Unterteilung in die einzelnen Bereiche ist in **Abbildung 8.4** dargestellt.

Zur Visualisierung der limitierten Zugänglichkeit von zylindrischen Schleifwerkzeugen ist ein Vergleich mit einem konischen Werkzeug in **Abbildung 8.4b** skizziert. Der mögliche Bearbeitungsbereich mit einem zylindrischen Schleifstift wird maßgeblich durch die Auskraglänge des Schaftes bestimmt, da diese hinsichtlich der

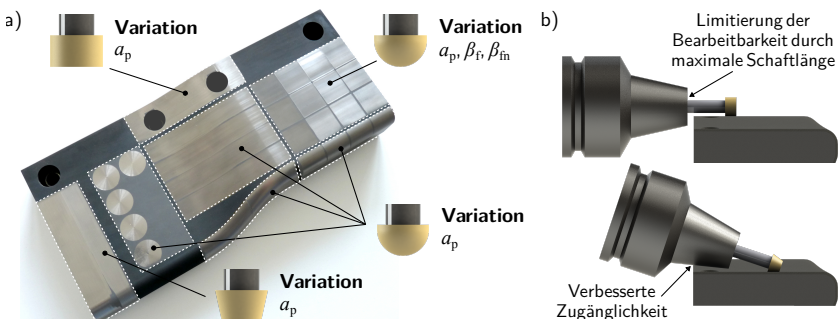
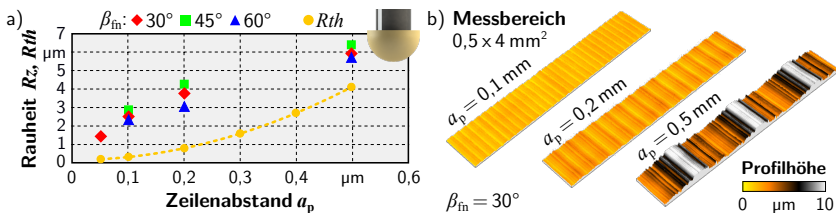


Abbildung 8.4: a) Testwerkstück zur Analyse der unterschiedlichen Eingriffssituationen sowie der erzeugten Oberflächenqualität beim Schleifen mit kugel-, zylinder- und konusförmigen Schleifstiften. b) Vergleich der Bearbeitbarkeit ebener Oberflächen mit zylindrischem und konischem Werkzeug.

Nachgiebigkeit des Gesamtsystems nicht beliebig lang gewählt werden kann. Eine effiziente Möglichkeit, ebene Bereiche trotzdem mit hohen Zeitspannvolumina oder Überdeckungsgraden bearbeiten zu können, ist der Einsatz von konischen Werkzeugen. Analog zu den zylindrischen Werkzeugen weist auch bei konischen Werkzeugen der gewählte Zeilenabstand einen signifikanten Einfluss hinsichtlich der erzeugten Oberflächentopographie auf.

Das höchste Maß an Flexibilität bei der Bearbeitung freigeformter Oberflächen wird durch den Einsatz sphärischer Schleifwerkzeuge ermöglicht. Die erzielten sowie die analytisch hergeleiteten, theoretischen Rauheiten sind in **Abbildung 8.5** für alle Versuchsreihen der sphärischen Werkzeuge aufgezeigt. Trotz Variation der Anstellwinkel liegen die gemittelten Rautiefen bei gleichem a_p auf einem ähnlichen Niveau. Aufgrund der mikroskopischen Rauheit der Werkzeugumhüllenden erzeugen die überstehenden Schleifkörner eine Rauheit, die deutlich größer ist als die theoretisch berechnete Rautiefe R_{th} . Diese Divergenzen nähern sich für größere Zeilenabstände wieder an, da dabei der Bahnabstand den dominierenden Einfluss aufweist. Da eine Halbierung des Bahnabstandes zu einer Verdopplung der Bearbeitungszeit führt, muss dies bei der Prozessauslegung hinsichtlich wirtschaftlicher Aspekte Berücksichtigung finden. Als geeigneter Kompromiss zwischen Effektivität und Oberflächenqualität wurde im Rahmen der Untersuchungen ein Bahnabstand von 0,2 mm bei einem Werkzeugdurchmesser von 15 mm identifiziert. Bei einem Bahnabstand kleiner als 0,05 mm konnte keine signifikante Steigerung der Oberflächenrauheit mehr erzielt werden. Die in **Abbildung 8.5b** dargestellten Oberflächentopographien veranschaulichen den Einfluss des Zeilenabstands auf die geschliffenen Werkstückoberflächen.

Aufgrund der unterschiedlichen effektiven Schnittgeschwindigkeiten in der Kontaktzone konnte bei den kugelförmigen Werkzeugen ein höherer Werkzeugverschleiß, wie bereits in den Voruntersuchungen gezeigt, bei geringen Anstellwinkeln nachgewiesen werden, welcher zu einer signifikanten Formabweichung führt. Infolgedessen sollte



Systemgrößen			
Schleifwerkzeug:	B126 ($d = 15\text{ mm}$)	Werkstück:	WC-Co Beschichtung
Prozessgrößen			
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	800 mm min^{-1}	Drehzahl n :	12.700 min^{-1}
Schnittgeschwindigkeit v_c :	$0,5\text{ m s}^{-1} \dots 10\text{ m s}^{-1}$	Führungswinkel β_f :	0°
Zustellung a_c :	$20\text{ }\mu m$	Seitlicher Kippwinkel β_{in} :	$30^\circ, 45^\circ\text{ und }60^\circ$
Eingriffsbreite a_p :	$0,1\text{ mm} \dots 0,5\text{ mm}$	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion

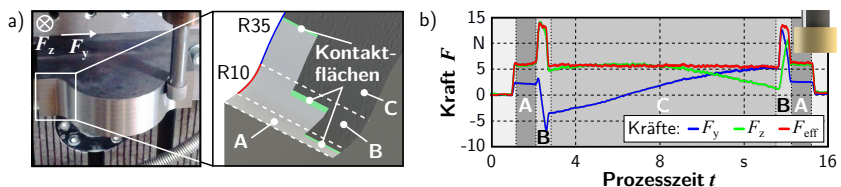
Abbildung 8.5: Analyse des seitlichen Kippwinkels und des Zeilenabstands auf die erzeugte Oberflächentopographie. a) Zusammenhang zwischen Kippwinkel, Zeilenabstand und Rauheit. b) Topographien unter Variation des Zeilenabstands.

eine Anstellung der Schleifwerkzeuge um die Winkel β_f oder β_{fn} von mindestens 30° eingestellt werden. Für eine flächige Bearbeitung konnten sowohl zylindrische als auch konische Werkzeugen erfolgreich eingesetzt werden, wobei die Zugänglichkeit mit den zylindrischen Werkzeugen stark eingeschränkt ist.

8.2 Simulationsgestützte Analyse des NC-Formschleifprozesses

Zur Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen der Kontaktfläche von Werkzeug und Werkstückoberfläche und den resultierenden Prozesskräften wurden WC-Co-beschichtete Werkstücke geschliffen, die konkav und konvex gekrümmte Oberflächen mit unterschiedlichen Krümmungsradien aufwiesen (**Abbildung 8.6**). Die regelgeometrische Bauteilkontur konnte dabei jeweils in drei quasi-konstante Bereiche unterteilt werden. In den Bereichen des Ein- und Auslaufs lagen jeweils äquivalente Kontaktbedingungen wie beim Flachsleifen vor, deren geometrische Kontaktlänge l_g , d.h. die Länge der geometrisch idealen Kontaktfläche in Vorschubrichtung, für eine Zustellung von $20\text{ }\mu\text{m}$ etwa $0,55\text{ mm}$ beträgt. Der Übergangsbereich zwischen dem ebenen Teil und der konvexen sowie der konkaven Krümmung wurde jeweils mit einem tangential anliegenden Kreisbogen ($R = 10\text{ mm}$) konstruiert. Aufgrund des geringen konkaven Radius der Krümmung, im Vergleich zu dem Werkzeugradius von $7,5\text{ mm}$, wird die Länge der Kontaktzone mit $1,09\text{ mm}$ in etwa verdoppelt. Im Bereich der dargestellten konvexen Krümmung ($R = 35\text{ mm}$) nimmt die Kontaktlänge den geringsten Wert an ($l_g = 0,49\text{ mm}$).

Die in **Abbildung 8.6b** dargestellten gemessenen Kraftverläufe für einen Überlauf weisen innerhalb der drei Bereiche quasi-konstante Kraftniveaus auf. Da die lokalen Tangential- und Normalkräfte in der Kontaktzone entlang der Bauteilkontur global in unterschiedliche Richtungen wirken, wie die Verläufe von F_y und F_z zeigen, wurde für weitere Analysen das quadratische Mittel F_{eff} verwendet.



Systemgrößen

Schleifwerkzeug: D126 ($d = 15\text{ mm}$) Werkstück: WC-Co-Beschichtung

Prozessgrößen

Vorschubgeschwindigkeit v_f :	500 mm min^{-1}	Eingriffsbreite a_p :	4 mm
Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s^{-1}	Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion
Zustellung a_c :	$20\text{ }\mu\text{m}$		

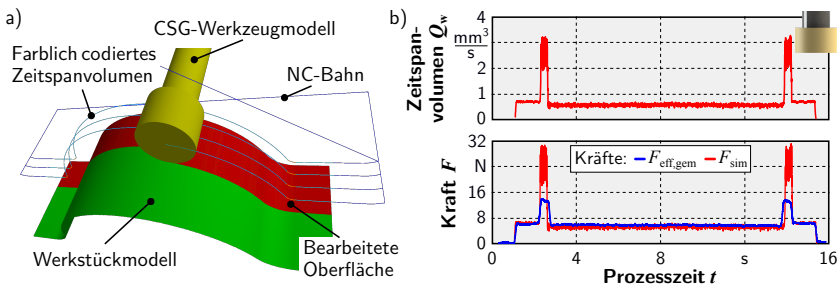
Abbildung 8.6: Schleifen einer regelgeometrischen Bauteilkontur. a) Foto des Versuchsaufbaus und detaillierte Darstellung der Kontaktflächen zwischen Werkzeug- und Werkstückoberfläche in den drei unterschiedlichen Bauteilbereichen. b) Verlauf der gemessenen Prozesskräfte.

Die Absolutwerte der Prozesskraft stehen in erster Näherung in einem ähnlichen Verhältnis zueinander wie die Längen der Kontaktzonen. Begründet werden kann dieser Effekt mit der Anzahl der effektiven Schneiden, die mit steigender Kontaktfläche proportional ansteigt [Wer71]. Die Größe der Kontaktfläche lässt sich zwar für ein zylindrisches Werkzeug und eine einfach gekrümmte Oberfläche analytisch berechnen [ZL92], sobald jedoch freigeformte Oberflächen bearbeitet werden, ist dies nicht möglich.

Eine effektive Möglichkeit zur Berechnung der Eingriffssituationen für beliebig geformte Bauteiloberflächen bietet der Einsatz von geometrisch-physikalischen Prozesssimulationen. Sie ermöglichen unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Werkstückgestalt sowie der vorgegebenen NC-Bahnen eine hinreichend genaue Abschätzung der resultierenden Oberfläche und der daraus resultierenden thermomechanischen Belastung von Werkzeug und Werkstück [AKB⁺14].

Das simulierte, zerspannte Materialvolumen beim Schleifen des regelgeometrischen Bauteils wird innerhalb der grafischen Simulationsumgebung entlang der NC-Bahnen farblich codiert dargestellt und ermöglicht somit eine schnelle lokale und zeitliche Identifikation von kritischen Kontaktsituationen (Abbildung 8.7a). Diese können zum Beispiel auf Basis festgelegter Schwellwerte realisiert werden. Der simulierte Verlauf des Zeitspanvolumens Q_w weist einen ähnlichen Trend auf wie die empirisch ermittelten Prozesskräfte in dem ebenen und dem konkaven Bereich. Lediglich das Verhältnis des Anstiegs im konvexen Übergangsbereich ist deutlich größer.

Auf Grundlage des Zeitspanvolumens wurde ein lineares Kraftmodell zur Abschätzung der Prozesskräfte entwickelt. Die Gegenüberstellung der ermittelten Gesamtkraft und dem makroskopisch berechneten Kraftverlauf veranschaulicht die Grenzen des



Systemgrößen			
Schleifwerkzeug:	D126 ($d = 15 \text{ mm}$)	Werkstück:	WC-Co-Beschichtung
Prozessgrößen			
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	500 mm min^{-1}	Simulationsparameter	
Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s^{-1}	Dexelverteilung:	Poisson-Disk-Sampling
Zustellung a_c :	$20 \text{ }\mu\text{m}$	Dexelabstand:	$0,5 \text{ mm}$
Eingriffsbreite a_p :	4 mm	Simulationsschrittweite:	1 pro WZ-Umdrehung
Kühlschmierstoffkonzept:	Emulsion	Faktor für lineares	
		Kraftmodell:	$9 \text{ N pro } 1 \text{ mm}^3 \text{ s}^{-1}$

Abbildung 8.7: Makroskopische Prozesssimulation am Beispiel eines regelgeometrischen Testwerkstücks. a) Screenshot der Programmoberfläche. b) Zeitlicher Verlauf des berechneten Zeitspanvolumens und des linearen Prozesskraftmodells.

Modells (Abbildung 8.7b). Die berechneten Kräfte steigen infolgedessen deutlich über die realen Kräfte an. Eine Ursache für diesen Effekt ist der geometrisch ideale Abtrag entlang der NC-Punkte. Im realen Prozess werden die NC-Bahnpunkte nicht punktgenau angefahren, sondern die Bahnen von der Maschinensteuerung leicht verrundet. Dies ermöglicht der Werkzeugmaschine, auch größere Richtungsänderungen ohne merkbare Geschwindigkeitsreduktion unter Einhaltung definierter Toleranzen realisieren zu können. In der Realität liegt somit, im Falle der konkaven Bearbeitung, eine Abweichung von der Soll-Oberfläche vor, so dass daraus eine geringe Kontaktzone resultiert. Darüber hinaus führen Störgrößen wie beispielsweise die prozesskraftabhängige Abdrängung des Werkzeugs, die Elastizität und der Rundlauffehler des Werkzeugs sowie die Positioniergenauigkeit der Werkzeugmaschine zu nichtdeterministischen Änderungen der Kontaktzone.

Eine Möglichkeit, das gegenüber großen Kontaktflächenänderungen empfindliche makroskopische Kraftmodell zu verbessern, ist die simulative Berücksichtigung der einzelnen Schleifkörner (Kapitel 4.7). Da für eine hinreichend genaue Berechnung der einzelnen Korneingriffe eine deutlich feinere Auflösung des Werkstückmodells gewählt werden sollte als in der makroskopischen Simulation, ist die Durchführung von Simulationen auf Basis der Einzelkörner nur für ausgewählte Bereiche empfehlenswert. Der Abstand der Dixel sollte dabei so gewählt werden, dass die Eingriffsbreite der Schleifkörner von etwa 10 Dixeln repräsentiert wird. Zur Berechnung der drei repräsentativen Eingriffssituationen bei der Bearbeitung des regelgeometrischen Werkstücks wurden für die ebenen und konkaven Kontaktzonen zwei $1 \times 1 \text{ mm}^2$ große Ausschnitte und für den konvexen Teil ein $2 \times 1 \text{ mm}^2$ großer Bereich analysiert. Die Lage der drei Ausschnitte sowie ein Screenshot für einen Zeitschritt der Simulation sind in **Abbildung 8.8a** dargestellt. Der farblich codierte Materialabtrag entspricht der eingestellten Zustellung von $20 \mu\text{m}$. Eine entsprechende Draufsicht auf die erzeugte Oberfläche von der Mitte des Werkzeugs aus zeigt **Abbildung 8.8b**. Im Vergleich zu der seitlichen Ansicht ist die Anzahl der sichtbaren Schleifkörner ohne dargestellte Bindung deutlich höher. Dies resultiert daraus, dass der Großteil der Körner innerhalb der Bindung liegt und aufgrund dessen nicht am Materialabtrag beteiligt ist.

Die in **Abbildung 8.8c** dargestellten Kraftverläufe der makroskopischen Simulation und der Simulation auf Basis einzelner Schleifkörner zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit der gemessenen Prozesskraft im flachen Bereich des Einlaufs und im konvex gekrümmtem Bereich der Werkstückoberfläche. Für den mittleren Bereich der konkaven Krümmung kann gezeigt werden, dass die Vorhersage der Prozesskräfte unter Berücksichtigung der einzelnen Schleifkörner deutlich besser mit dem realen Kraftverlauf übereinstimmt als die Vorhersage der makroskopischen Simulation.

Obwohl die Simulation auf Basis der Einzelkörner eine verbesserte Kraftberechnung ermöglicht, ist der hierfür benötigte zeitliche Rechenaufwand nicht zu vernachlässigen. So beträgt die Dauer der makroskopischen Simulation des gesamten Werkstücks mit einer Breite von 30 mm und einem Dixel-Abstand von 0,1 mm auf einem aktuellen Desktop-PC nur wenige Minuten. Dementgegen benötigte die Rechnung der drei Ausschnitte mit einer Gesamtgröße von $4 \times 1 \text{ mm}^2$ und einem Dixel-Abstand von 0,003 mm etwa 20 Stunden. Aufgrund dessen sollte zunächst das gesamte Bauteil mit der makroskopischen Simulation virtuell bearbeitet werden und anschließend in aus-

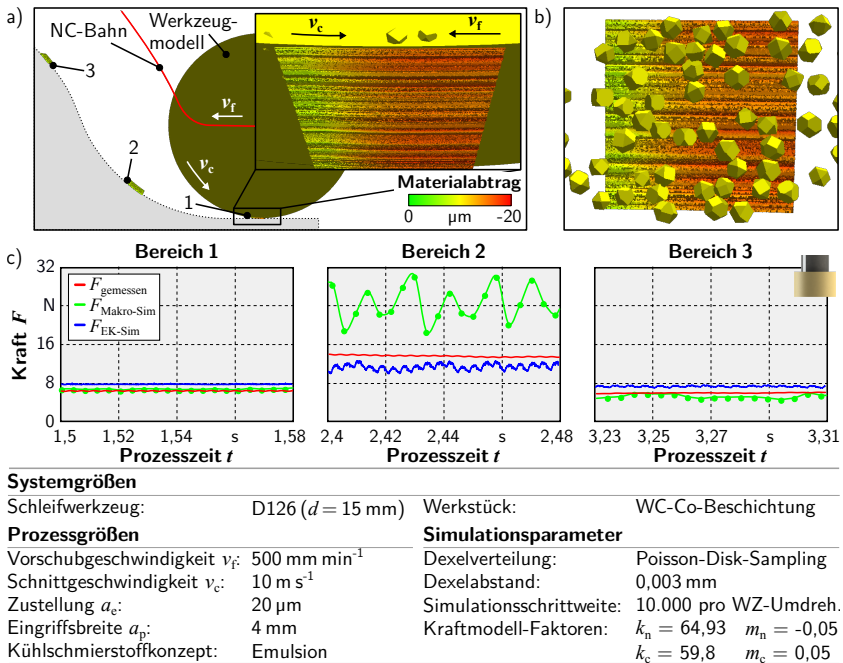


Abbildung 8.8: Ergebnisse der Simulation auf Basis einzelner Schleifkörner. a) Anordnung der drei Oberflächenausschnitte entlang der Werkstückoberfläche. b) Detailaufnahme der Diamantkörner zu einem beliebigen Simulationszeitschritt. c) Vergleich der simulierten Prozesskräfte auf Basis des makroskopischen Modells und Basis der einzelnen Schleifkörner mit den empirisch ermittelten Kräften.

gewählten kleinen Bereichen eine Simulation auf Basis der Einzelkörner durchgeführt werden.

Darüber hinaus bietet die Simulation auf Basis einzelner Schleifkörner die Möglichkeit zur Vorhersage von Oberflächentopographien, welche auf Grundlage der makroskopischen Simulation nicht berechnet werden können. Ein Vergleich von drei ausgewählten Werkzeug- und Werkstücktopographien ist in **Abbildung 8.9** dargestellt [RSKB14]. Auch wenn die simulierten Oberflächen aufgrund der sehr gleichmäßigen Oberflächenstruktur optisch direkt erkennbar sind, liefern die berechneten Oberflächenprofile eine sehr gute Übereinstimmung mit den real vermessenen Topographien. Mit Hilfe der simulativen Vorhersage der Oberflächentopographien können beispielsweise Schleifprozesse zur Erzeugung tribologisch hochbeanspruchter Oberflächen optimiert und ausgelegt werden.

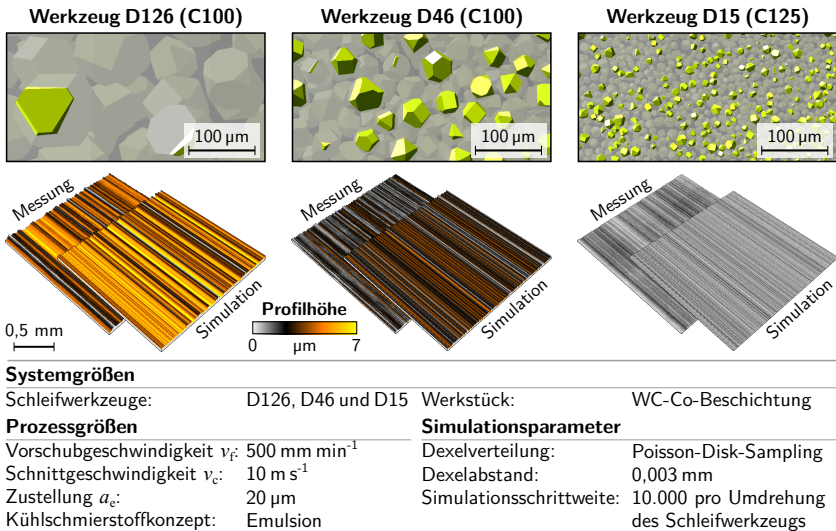


Abbildung 8.9: Vergleich zwischen geschliffenen und simulierten Werkstücktopographien mit unterschiedlichen Korngrößen [RSKB14].

8.3 Optimierte Endbearbeitung von Freiformflächen

Zur Validierung der empirisch hergeleiteten Ersatzmodelle und der kalibrierten Prozesssimulation wurden zwei beschichtete Testwerkstücke mit freigeformten Oberflächen mit Hilfe des NC-Formschleifens und des Festklopfens nachbearbeitet (**Abbildung 8.10**). Dabei lag der Fokus zunächst auf der Bearbeitung einer Tiefziehmatrize, die zur verbesserten Handhabung während des Beschichtungsprozesses in vier Segmente unterteilt wurde. Aufgrund der vergleichsweise geringen mechanischen Belastung an den Oberflächen des Niederhalters und des Stempels beim Tiefziehen der gewählten Bauteilgeometrie wurden diese Teile nicht beschichtet. Abschließend erfolgte die Nachbearbeitung eines beschichteten Tiefziehstempels in Anlehnung an ein Werkzeug

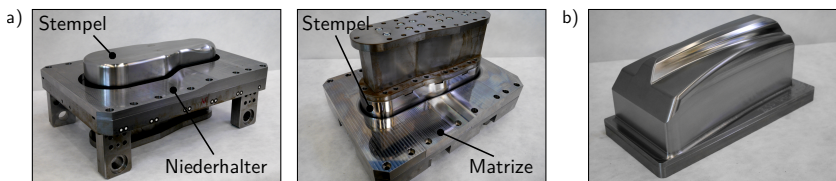


Abbildung 8.10: a) Tiefziehwerkzeug bestehend aus Stempel, Niederhalter und beschichteter Matrize. b) Stempel eines Tiefziehwerkzeugs in Anlehnung an ein Werkzeug zur Herstellung einer B-Säule aus einem Personenkraftwagen.

zur Herstellung von B-Säulen aus PKWs, der eine deutlich gesteigerte Komplexität der Wirkflächen aufweist.

Für eine optimierte Auslegung der NC-Bahnen beim Schleifen von freigeformten Oberflächen ist zum einen eine genaue Kenntnis über Eingriffssituationen zwischen dem Schleifwerkzeug und der Bauteiloberfläche notwendig, welche mit Hilfe des beschriebenen Simulationssystems erlangt wurde. Zum anderen ist die vorliegende Aufmaßsituation nach dem Beschichtungsprozess von zentraler Bedeutung, da insbesondere bei der robotergestützten Beschichtung konvex und konkav gekrümmter Oberflächen lokal variierende Schichtdicken erzeugt werden. Unter der Annahme eines konstanten Aufmaßes entlang der gesamten Oberfläche kann dies bei unerwartet hohem Übermaß zu einer signifikanten Überbelastung der Schleifwerkzeuge sowie zu ineffizienten Leerwegen ohne Materialabtrag bei geringerem Aufmaß führen. Zur taktilen Vermessung der Werkstücke wurde die 3D-Koordinatenmessmaschine *Zeiss Prismo Vast* verwendet, wie am Beispiel von WC-Co-beschichteten und WSC-Fe-beschichteten Matrizen-Segmenten in **Abbildung 8.11** gezeigt wird. Die ermittelten Messpunkte wurden anschließend als Oberflächeninformation in das Simulationssystem eingeladen und auf Grundlage dessen eine optimierte Auslegung des Schleifprozesses durch eine gezielte Anpassungen der NC-Bahnen im CAM-System durchgeführt. Zur Verifizierung der Schleifprozesse wurde ebenfalls eine Vermessung der Werkstücke nach der Bearbeitung durchgeführt, um zu prüfen, ob die geforderten Toleranzen erzielt wurden oder ob ein durch den Werkzeugverschleiß bedingtes Restaufmaß vorlag.

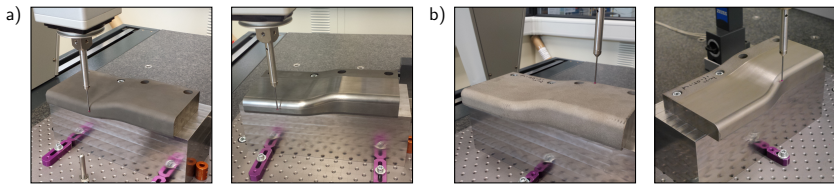


Abbildung 8.11: Vermessung der beschichteten Testwerkstücke unter Verwendung der Koordinatenmessmaschine vor und nach der Schleif-Bearbeitung. a) WC-Co-beschichtetes Werkstück. b) WSC-Fe-beschichtetes Werkstück.

8.3.1 Simulationsgestütztes NC-Formschleifen

Zur Visualisierung der mit Hilfe der Koordinatenmessmaschine erfassten Schichtdicke entlang der Bauteiloberfläche können die Bereiche zwischen den einzelnen Messpunkten trianguliert und anschließend der Abstand zur Referenzoberfläche des CAD-Modells berechnet werden (**Abbildung 8.12**). Obwohl während des robotergestützten Beschichtungsprozesses eine konturnahe Schichtdicke angestrebt wird, treten insbesondere im Bereich von Oberflächenkrümmungen lokale Schichtauf- und -untermaße auf, die sowohl auf die Bahnführung der Sprühpistole als auch auf die Orientierung des Sprühstrahls zur Bauteiloberfläche zurückzuführen sind. Am gezeigten Beispiel wird dieser Einfluss insbesondere im Bereich des Ziehradius sichtbar.

Unter Berücksichtigung der taktil ermittelten Oberflächeninformationen in dem entwickelten Simulationssystem können sowohl der resultierende Materialabtrag als

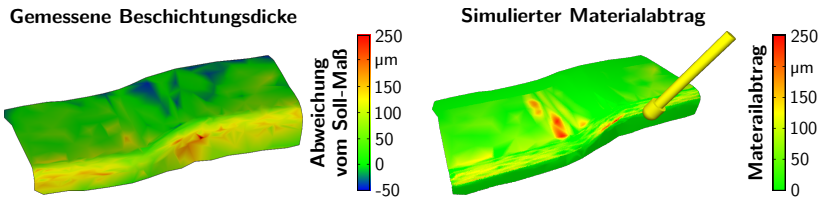


Abbildung 8.12: Berücksichtigung der taktil ermittelten Oberflächeninformationen in der Prozesssimulation.

auch das Zeitspanvolumen entlang der generierten NC-Bahnen beim Schleifen berechnet werden. Der in Abbildung 8.12 erkennbare erhöhte simulierte Materialabtrag im Bereich des Übergangs zwischen der ebenen und der konkav gekrümmten Oberfläche ist auf einen Fehler der Interpolation der Werkstückoberfläche zurückzuführen und kann durch eine erhöhte Anzahl an Messpunkten reduziert werden. Durch die Wahl von definierten Schwellwerten bzw. optimalen Zeitspanvolumina in der Simulation können die Prozessparameterwerte mit Hilfe des CAM-Systems dahingehend angepasst werden, dass die Prozesskräfte und die resultierenden Formfehler entlang der gesamten Bauteiloberfläche nahezu konstante Werte aufweisen. Die im Rahmen dieser Arbeit gewählte Zielgröße ist die Prozesszeit unter Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes und der normalkraftbedingten Abdrängung. Somit sollten bei der simulierten Bearbeitung festgelegte Prozesskräfte, berechnet auf Basis des Zeitspanvolumens, nicht überschritten werden. Aufbauend auf den Simulationsergebnissen wurde anschließend eine manuelle Anpassung der NC-Bahnen durchgeführt.

Da das erreichbare Zeitspanvolumen der sphärischen Werkzeuge aufgrund der kleinen Kontaktzone sehr gering ist, beträgt die Komplettbearbeitung der beschichteten Matrize für eine Zustellung etwa neun Stunden. Durch den Einsatz unterschiedlicher makroskopischer Werkzeugformen konnte jedoch eine deutliche Reduktion der Bearbeitungszeit ermöglicht werden, so dass die Prozesszeit auf etwa drei Stunden reduziert wurde. In **Abbildung 8.13** sind exemplarisch drei Fotos des Bearbeitungsprozesses eines einzelnen Segments unter Verwendung der unterschiedlichen Werkzeugformen dargestellt. Das sphärische Werkzeug wurde dabei für die Bearbeitung des Ziehradius, das zylindrische Werkzeug für den vertikalen Auslaufbereich und das konische Werkzeug für die Einlauffläche des umzuformenden Blechs, die anteilig die größte Fläche aufweist, verwendet. Aufgrund des um den Faktor 10 erhöhten Zeilenabstands von 0,2 mm auf 2 mm des zylindrischen und konischen Werkzeugs im Vergleich zum sphärischen Schleifstift konnte die Bearbeitungszeit pro Zustellung um etwa 147 min bzw. 84 min trotz der etwas geringen Vorschubgeschwindigkeit reduziert werden.

Diese Aufteilung der Werkzeugformen wurde auch auf die anderen Segmente übertragen, da diese vergleichbare Geometriemerkmale aufweisen. Damit das bearbeitete Umformwerkzeug erfolgreich für einen Tiefziehprozess eingesetzt werden konnte, wurden die vier Segmente jedoch in einer Aufspannung nachbearbeitet, um Kanten an den Segment-Übergängen zu vermeiden (**Abbildung 8.14**). Diese hätten im späteren Tiefziehprozess unerwünschte sichtbare Spuren auf den gezogenen Bauteilen erzeugt oder sogar den Materialfluss bei der Umformung negativ beeinflusst und somit die

**Systemgrößen**

Schleifwerkzeuge: D126 ($d = 15 \text{ mm}$) Werkstück: Segment A mit WC-Co-Beschichtung

Prozessgrößen

Werkzeugform:	Sphäre/Kugel	Zylinder	Konus
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	1000 mm min^{-1}	800 mm min^{-1}	800 mm min^{-1}
Schnittgeschwindigkeit v_c :	10 m s^{-1}	10 m s^{-1}	10 m s^{-1}
Zustellung a_c :	20 μm	10 μm	10 μm
Eingriffsbreite a_p :	0,2 mm	2 mm	2 mm
Führungswinkel β_f :	30°	0°	0°
Seitlicher Kippwinkel β_{in} :	45°	0°	17°
Bearbeitungszeit $t_{\text{Sphäre}}$:	21 min	33 min	99 min
Bearbeitungszeit optimiert t_{opt} :	21 min	4 min	12 min

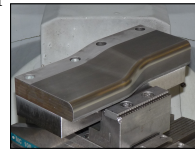


Abbildung 8.13: Optimierte Bearbeitungsstrategie am Beispiel eines Segments der beschichteten Tiefziehmatrize [RBK14].

gewünschten Qualitätsanforderungen nicht erfüllt. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Aufnahme der Segmente gefertigt, die denselben Toleranzanforderungen entspricht wie die im Umformwerkzeug verbaute Aufnahme der Matrizen-Segmente.

Somit wurde eine Möglichkeit geschaffen, die Segmente in einer Aufspannung zu bearbeiten und anschließend ohne Höhenversatz in das Umformwerkzeug einzubauen. Die im Tiefziehwerkzeug eingebauten Segmente sind in **Abbildung 8.15** dargestellt. Mit Hilfe der durchgeführten NC-Formschleifprozesse konnten somit erfolgreich geeignete Topographien der WC-Co-beschichteten und WSC-Fe-beschichteten Matrizen für den Tiefziehprozess des Testwerkstücks erzeugt werden, wie das hergestellte Bauteil in **Abbildung 8.15c** zeigt. Durch den Einsatz der Prozesssimulation konnten die Prozessparameterwerte bis zur Belastungsgrenze der Werkzeuge erhöht werden, um eine effiziente Schleifbearbeitung zu ermöglichen.



Abbildung 8.14: NC-Formschleifen der segmentierten Tiefziehmatrize. a) Bestückung des Grundträgers mit den beschichteten Segmenten. b) Bearbeitung der umformrelevanten Wirkflächen. c) Geschliffene WC-Co-beschichtete Segmente.

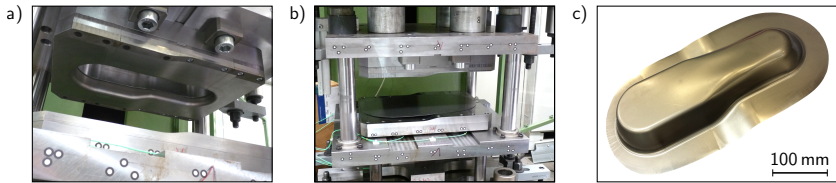


Abbildung 8.15: Einsatz der geschliffenen Matrice im Umformprozess. a) Eingebaute Matrice. b) Gesamtes Umformwerkzeug mit eingelegtem Blechwerkstoff. c) Erfolgreich umgeformtes Blechbauteil.

Das zweite Testwerkstück, welches in Anlehnung an einen Stempel zur Herstellung einer B-Säule für PKWs im Rahmen des *SFB 708* konstruiert wurde, weist im Vergleich zur bereits vorgestellten segmentierten Tiefziehmatrice einen deutlich gesteigerten Komplexitätsgrad der Oberflächengestalt auf. Aufgrund der komplexen Bahnplanung des Beschichtungsrobotors lag für die empirischen Untersuchungen innerhalb dieser Arbeit nur ein teilbeschichtetes Werkstück vor, welches durch das *LWT* zur Hälfte beschichtet wurde. Insbesondere im Bereich des umlaufenden Übergangs zwischen den flachen Bereichen und den steilen Flanken, an dem ein konkaver Radius von etwa 5 mm vorliegt, wurde infolge des Lichtbogenspritzprozesses ein hohes Schichtaufmaß erzeugt. Ein Vergleich der taktilen Vermessung des Testwerkstücks vor und nach dem optimierten Schleifprozess ist in **Abbildung 8.16** dargestellt.

Für die Bearbeitung der beschichteten Bereiche wurden zwei sphärische Werkzeuge mit unterschiedlichen Durchmessern ($d_k = 10\text{ mm}$ und 15 mm) sowie ein konusförmiges Werkzeug eingesetzt. Den größten Anteil an der Bearbeitungszeit weist in diesem Falle das größere sphärische Werkzeug auf, da die meisten Bereiche aus freigeformten Oberflächen bestehen. Aufgrund der geringen Härte der WSC-Fe-Beschichtung im Vergleich zur WC-Co-Beschichtung konnten bei der Bearbeitung wesentlich höhere Zustellungen realisiert werden, so dass das gesamte Schichtaufmaß in drei Überläufen entfernt werden konnte. Ausgenommen davon war der Bereich des Übergangs zwischen dem flachen und dem steilen Bereich, da hierbei ein höheres Aufmaß vorlag und mit dem kleinen Werkzeug lokal drei weitere Zustellungen mit jeweils $a_e = 50\text{ }\mu\text{m}$ durchgeführt wurden. Die Bearbeitungszeit für eine gesamte Zustellung betrug hierbei

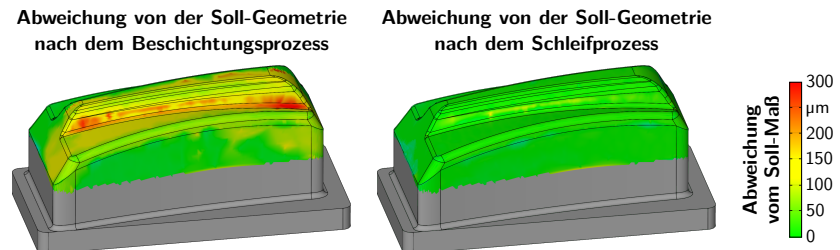


Abbildung 8.16: Vermessung der Schichtdicke vor und nach dem Schleifprozess am Beispiel des B-Säulen-Testwerkstücks.

in etwa drei Stunden. Die verwendeten Prozessparameter sowie die Aufteilung der Werkzeugformen in Bezug auf die Oberflächenbereiche sind in **Abbildung 8.17** dargestellt. Mit Hilfe der angepassten Werkzeugformen und der Prozesssimulation auf Grundlage des digitalisierten Bauteils wurde eine Möglichkeit geschaffen, komplex geformte beschichtete Oberflächen unter Berücksichtigung vorgegebener Oberflächenrauheiten sowie Form- und Maßabweichungen durch das NC-Formschleifen effizient nachzubearbeiten.

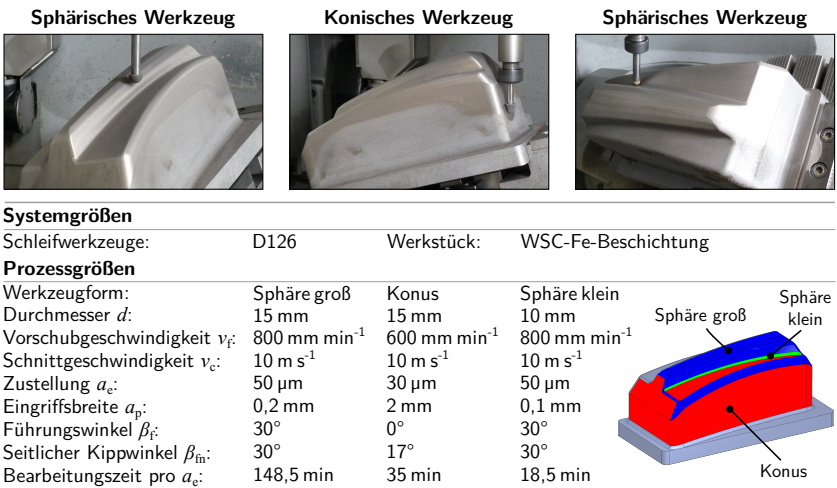
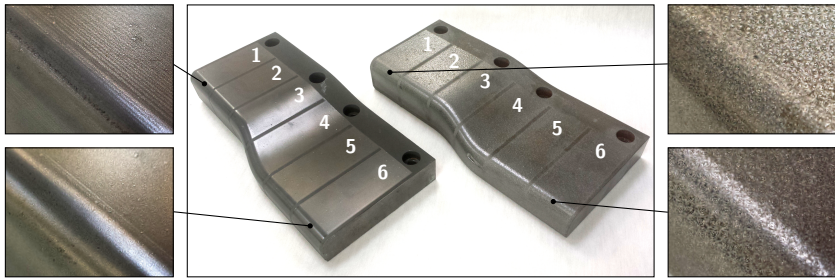


Abbildung 8.17: NC-Formschleifen des beschichteten B-Säulen-Testwerkstücks.

8.3.2 Festklopfen

Da die Schichthaftung auf gekrümmten Bauteiloberflächen aufgrund des nicht orthogonalen Auftreffens der Spritzpartikel geringer als auf ebenen Oberflächen ist, kann eine direkte Übertragung der Prozessparameterwerte von der MHP-Bearbeitung der Flachproben nicht durchgeführt werden [Bau11, Kre11]. Zur Identifikation möglicher Parameterwertekombinationen wurden die beschichteten Segmente der Tiefziehmatrize in sechs Bereiche unterteilt, in denen jeweils der Bahnabstand und der Betriebsdruck variiert wurden. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde infolgedessen an die betriebsdruckabhängige Schlagfrequenz angepasst, so dass der Schlagabstand dem eingestellten Bahnabstand entsprach. Zwei im Rahmen dieser Parameterstudie bearbeitete WC-Co-beschichtete und WSC-Fe-beschichtete Werkstücke sind in **Abbildung 8.18** dargestellt. Die Detailaufnahmen der Radien veranschaulichen den Einfluss des Bahnabstands auf die erzeugten Topographien. Bei einem Bahnabstand von 0,3 mm sind insbesondere im Bereich des Radius signifikante Spuren auf der Oberfläche erkennbar. Diese können im späteren Einsatz die Funktionalität tribologisch beanspruchter Bereiche einschränken. Die Verringerung des Abstands auf 0,2 mm führte dazu, dass diese Marken wesentlich reduziert werden. Eine weitere Reduktion des Bahnabstands führte

**Systemgrößen**Werkzeugdurchmesser d_k : 12 mm

Werkstück: WC-Co- und WSC-Fe-Beschichtung

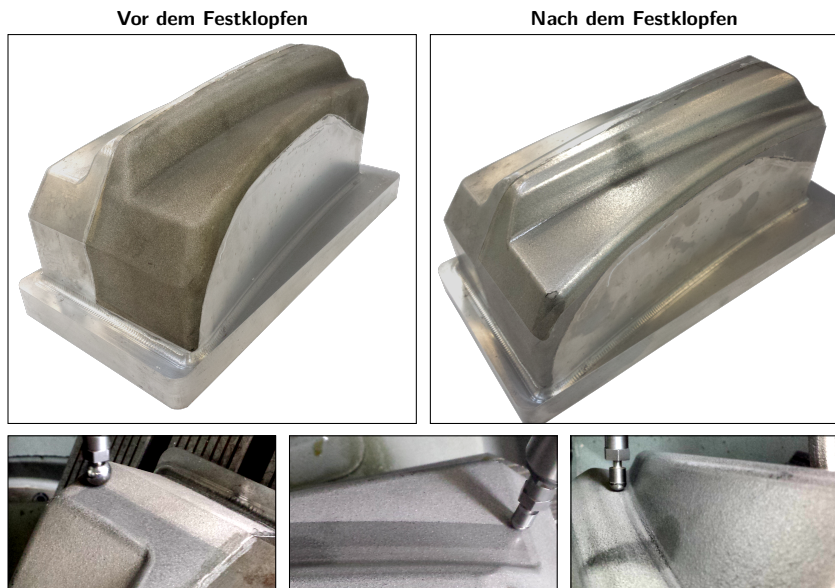
Prozessgrößen

Bereich:	1	2	3	4	5	6	
Vorschubgeschwindigkeit v_f :	3.220	3.590	3.960	2.150	2.390	2.640	mm min ⁻¹
Bahnabstand a :	0,3	0,3	0,3	0,2	0,2	0,2	mm
Betriebsdruck p :	4	5	6	4	5	6	bar
Bearbeitungszeit t :	3:06	2:38	2:43	7:41	6:44	6:07	min:s

Abbildung 8.18: Variation der Prozessparameter bei der MHP-Bearbeitung von WC-Co- und WSC-Fe-beschichteten Segmenten der Tiefziehmatrize.

bei der WC-Co-Beschichtung jedoch zu einer großflächigen Delamination der Schicht, so dass ein Abstand von 0,2 mm dabei bereits als grenzwertig angesehen werden kann. Diesbezüglich sollte entweder der Betriebsdruck verringert oder der Kugeldurchmesser erhöht werden, damit eine erfolgreiche Bearbeitung mit dem Bahnabstand von 0,2 mm gewährleistet werden kann.

Abschließend wurde das Festklopfen erfolgreich zur Nachbearbeitung der lichtbogengespritzten WSC-Fe-Beschichtung auf dem B-Säulen-Stempelwerkzeug eingesetzt (**Abbildung 8.19**). Aufgrund des bereits beim NC-Formschleifen beschriebenen kleinen konkaven Radius im Bereich des Übergangs zwischen der flachen und der steilen Oberfläche wurde dort ebenfalls ein kleinerer Werkzeugdurchmesser ($d_k = 8$ mm) eingesetzt. Die gesamte Bearbeitungszeit der beschichteten Fläche betrug etwa 62 Minuten. Im Vergleich zum NC-Formschleifen, bei dem pro Zustellung etwa 180 Minuten benötigt wurden, ist das MHP-Verfahren somit wesentlich effizienter. Dahingegen wird beim Festklopfen zwar die Oberflächentopographie eingeebnet, aber kein Materialabtrag erzielt, so dass die aus dem Beschichtungsprozess resultierenden Maßabweichungen (**Abbildung 8.16**) nicht reduziert werden. Somit hängt das Prozessergebnis maßgeblich von der durch den Beschichtungsprozess erzeugten Schichtdicke und -qualität ab.

**System- und Prozessgrößen**

Werkzeugdurchmesser d_k : 8 mm und 12 mm
Vorschubgeschwindigkeit v_f : 2.150 mm min⁻¹
Bahnabstand a : 0,2 mm

Betriebsdruck p : 4 bar
Werkstoff: WSC-Fe-Beschichtung

Abbildung 8.19: Festklopfen des WSC-Fe-beschichteten B-Säulen-Testwerkstücks.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die Verschleißbeständigkeit von Umformwerkzeugen stellt einen signifikanten Einfluss auf die Herstellungskosten von hochfesten Blechbauteilen dar, die infolge der angestrebten Gewichtsreduktion im Automobilsektor zur Senkung der CO₂-Emission vermehrt zum Einsatz kommen. Da eine konventionelle CVD- und PVD-Dünnschichtbeschichtung aufgrund der großen Werkzeugabmessungen nur in seltenen Fällen durchführbar ist, werden alternative Verfahren angestrebt, den Verschleißschutz der Werkzeuge flexibel und zum Teil lokal begrenzt zu erhöhen. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, bieten robotergestützte thermische Spritzverfahren, wie das Lichtbogen-drahtspritzen und das Hochgeschwindigkeitsflammspritzen, ideale Voraussetzungen. Durch eine an die tribologischen Anforderungen angepasste Auswahl der Spritzdrähte bzw. -pulver kann eine individuelle Verbesserung der Oberflächeneigenschaften erzielt werden. Aufgrund der inhomogenen Schichtdicke entlang komplex geformter Oberflächen sowie der unzureichenden Oberflächenqualität nach dem Beschichtungsprozess ist jedoch eine Nachbearbeitung der Beschichtung erforderlich, um die geforderte Form- und Maßhaltigkeit sowie Oberflächenbeschaffenheit gewährleisten zu können. Diesbezüglich wurden im Rahmen dieser Arbeit das NC-Formschleifen mit Schleifstiften und das Festklopfen zur Endbearbeitung der Beschichtungen eingesetzt sowie darauf aufbauend eine modell- sowie simulationsgestützte Prozessoptimierung durchgeführt.

Mit Hilfe eines optimierten CNC-gesteuerten Abrichtprozesses konnte die Mikrogestalt der verwendeten Werkzeuge an die jeweilige Schrupp- und Schlichtbearbeitung der beiden Beschichtungswerkstoffe erfolgreich erzeugt werden. Diesbezüglich wurde der Einfluss der Prozessparameter Überdeckungsgrad U_d , Abrichtzustellung a_{ed} und Geschwindigkeitsverhältnis q_d auf den Abrichtprozess anhand geschliffener Oberflächen analysiert. Zum einen führt eine hohe Überdeckung beim Abrichten zu einer verbesserten Oberflächenqualität im Schleifprozess mit geringen gemittelten Rautiefen und zum anderen zu vergleichsweise hohen Prozessnormalkräften. Dieser Anstieg der Kräfte ist auf das Abflachen der Einzelkornschnitten zurückzuführen. Das Geschwindigkeitsverhältnis weist hinsichtlich der erzeugten Rautiefen für die verwendeten Bindungsmaterialien einen gegenläufigen Einfluss auf, so dass große Geschwindigkeitsunterschiede unter Verwendung der Keramikbindung zu einer niedrigeren Oberflächenrauheit und bei der Kunstharzbindung zu einer erhöhten Rauheit führen. Zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit des Abrichtprozesses kann die Abrichtzustellung pro Überlauf bis zur Stabilitätsgrenze, bei der prozesskraftbedingte Schwingungen beim Abrichten in einer unregelmäßigen Werkzeugtopographie resultieren, erhöht werden.

Für die Bearbeitung thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten ist der Einsatz von Diamantwerkzeugen besonders gut geeignet, da hierbei im Vergleich zum Schneidstoff CBN geringere Prozesskräfte auftreten. Darüber hinaus werden durch die Wahl des Bindungsmaterials sowohl der Schleifprozess als auch das resultierende Prozessergebnis signifikant beeinflusst. Somit treten bei offenporigen, keramisch gebundenen Werkzeugen geringe Prozesskräfte auf. Bei dem Einsatz glatter Kunstharzbindungen werden bessere Oberflächenrauheiten erzielt. Der Ausgangszustand der Werkzeugtopographie stellt dabei einen signifikanten Einfluss auf die resultierende Werkstückoberfläche dar,

wobei die Wahl der Prozessparameterwerte zunächst eine untergeordnete Rolle spielt. Diese findet jedoch Relevanz, wenn das Verschleißverhalten und die Abdrängung der Schleifwerkzeuge bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden.

Aufgrund der hohen Härte der HVOF-gespritzten WC-Co-Beschichtung tritt bei deren Bearbeitung die höchste Belastung der Schleifwerkzeuge auf, die in einem sehr niedrigen G -Wert von etwa 50 resultiert. Bei der Bearbeitung der lichtbogengespritzten WSC-Fe-Beschichtung mit geringerer Mikrohärtigkeit sinkt auch die mechanische Belastung der Werkzeuge, so dass hierbei die G -Werte um den Faktor zwei bis drei erhöht werden. Die auftretenden Schwankungen resultieren dabei aus dem niedrigeren Hartstoffanteil im Vergleich zum WC-Co, wodurch eine eher schlagartige Belastung auf die Schneidkörner wirkt und ein daraus ungleichmäßiger Verschleiß resultiert.

Hinsichtlich der Werkzeugabdrängung konnte für beide Beschichtungswerkstoffe ein linearer Zusammenhang zwischen den auftretenden Prozesskräften und den resultierenden Abweichungen im Prozess ermittelt werden. Die hohe Härte der WC-Co-Beschichtung führt dazu, dass in jedem Fall ein Ausfeuern bei der gewünschten Zustellung durchzuführen ist, da ansonsten ein Aufmaß von bis zu 50 % der gewählten Soll-Zustellung erzeugt wird. Darüber hinaus weisen Werkzeuge mit Hartmetallschaft im Vergleich zu Werkzeugen mit Stahlschaft aufgrund des mehr als doppelt so großen Elastizitätsmoduls eine annähernd halb so große Abweichung von der Soll-Kontur auf.

In Folge der für Schleifprozesse vergleichsweise niedrigen Prozesskräfte sowie der kleinen Kontaktzone zwischen den Schleifstiften und den Werkstückoberflächen treten bei der Bearbeitung der Hartstoffschichten keine Schädigungen der Randzone durch thermische oder mechanische Belastungen auf. Daraus resultiert ebenfalls, dass der Eigenspannungszustand in der oberflächennahen Randzone nach der Schleifbearbeitung stets vergleichbare Druckeigenspannungen im Bereich von -1.100 MPa bis -1.300 MPa aufweist und somit einer möglichen Rissbildung entgegenwirkt.

Da die Steigerung der Oberflächenqualität durch eine Anpassung der Prozessparameter nur eingeschränkt möglich ist, wird eine sukzessive Verringerung der Korngröße in einer mehrstufigen Bearbeitung benötigt. Trotz der Verringerung der gemittelten Rautiefe wird jedoch stets eine für Schleifprozesse typische Materialtraganteilskurve erzielt, bei der das Verhältnis zwischen reduzierter Spitzenhöhe und reduzierter Riefentiefe in etwa eins ergibt. Eine Besonderheit stellt an dieser Stelle die porenreiche WSC-Fe-Beschichtung dar, da hierbei, bedingt durch die Poren in der Oberfläche, immer eine deutlich höhere reduzierte Riefentiefe vorliegt. Diese porenreiche Oberfläche weist jedoch unter Verwendung von Schmierstoffen einen positiven Einfluss auf das Reibverhalten bei tribologischen Anwendungen auf. Für den finalen Einglättungsschritt der Oberfläche wurde im Rahmen der Arbeit ein Polierschleifprozess unter Verwendung von elastisch gebundenen Schleifwerkzeugen erfolgreich angewendet. Mit Hilfe von elastisch gebundenen Diamantwerkzeugen mit vergleichsweise hoher Bindungshärte konnten gemittelte Rautiefen bei der Bearbeitung der WC-Co-Beschichtung von bis zu $R_z = 0,2 \mu\text{m}$ reproduzierbar erzeugt werden.

Zur Qualifizierung der geschliffenen Oberflächen wurden unterschiedliche tribologische Laborversuche durchgeführt. Generell haben die Untersuchungen gezeigt, dass der Einsatz der Hartstoffschichten im tribologischen Kontakt ohne eine Nachbearbeitung nicht schädigungsfrei durchführbar ist. Als tribologisch besonders gut geeignet haben sich quer zur Relativbewegung eingebrachte Schleifriefen erwiesen. Insbesondere

führen diese im Streifenzugversuch bei hohen Relativgeschwindigkeiten zu einer signifikanten Reduktion der Reibung, da sie die Bildung eines hydrodynamischen Schmierfilms begünstigen. Mit Hilfe von Pin-on-Disk-Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die mit dem Polierschleifen erzeugten Oberflächen ohne Verwendung von Schmierstoffen die geringsten Reibwerte aufweisen. Im direkten Vergleich zu dem konventionellen gehärteten Kaltarbeitsstahl 1.2379 wurde eine deutliche Steigerung der Verschleißbeständigkeit der Matrize mit Hilfe der WC-Co-Beschichtung erzielt. Dabei wies das Referenzwerkzeug bereits nach 3.200 umgeformten Napfbauteilen ein verschleißbedingtes Standzeitende auf. Dementgegen war nach 10.000 umgeformten Bauteilen an der geschliffenen WC-Co-beschichteten Matrize noch kein Verschleiß erkennbar. Darüber hinaus konnte eine Einebnung der gemittelten Rautiefe des Blechwerkstoffs im Bereich des Ziehradius von $2,3\mu\text{m}$ auf $1,6\mu\text{m}$ erzielt werden. Die optimierte Schleifbearbeitung führte somit zu einer Standzeiterhöhung des beschichteten Umformwerkzeugs sowie zu einer signifikanten Verbesserung der Bauteilqualität.

Die bei der Bearbeitung von Freiformflächen häufig variierenden Eingriffsbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstückoberfläche führen dazu, dass eine direkte Anwendung der hergeleiteten empirischen Ersatzmodelle für das Flatschleifen nicht möglich ist. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, wurde ein geometrisch-physikalisches Simulationssystem erfolgreich eingesetzt, um die Kontaktflächen entlang beliebiger NC-Bahnen zu analysieren. Für eine effiziente Berechnung der mechanischen Belastungen wurde ein lineares Kraftmodell entwickelt, welches auf Grundlage des berechneten Zeitspanvolumens die Prozesskräfte abschätzt. Dieses Modell kommt jedoch bei großen Umschlingungswinkeln zwischen dem Werkzeug und der Werkstückoberfläche, welche einen signifikanten Anstieg der Kontaktfläche mit sich bringen, an seine Grenzen. Daraus resultiert, dass die vorhergesagten Kräfte deutlich über den empirisch ermittelten Prozesskräfte liegen. Eine Steigerung der Vorhersagegenauigkeit konnte durch die Berücksichtigung einzelner Schleifkörner in der Simulation erzielt werden, wobei für jeden Korneingriff die Einzelkornkräfte berechnet werden. Diese Detaillierungsstufe der Simulation wurde bereits beim Bohrschleifen von CFK-Bauteilen zur Berechnung der Einzelkornbelastungen eingesetzt und konnte erfolgreich auf den NC-Formschleifprozess übertragen werden [Fel12]. Aufgrund der hohen Modellkomplexität wird für die Berechnung auf Einzelkornebene jedoch sehr viel Rechenleistung benötigt, so dass die Anwendung dieser Detailstufe in der Prozesssimulation nur für ausgewählte kleine Bereiche durchgeführt werden sollte. Darüber hinaus bietet dieser Ansatz auch die Möglichkeit, die erzeugten Oberflächenstrukturen zu berechnen und zu bewerten.

Für eine effiziente Auslegung des Schleifprozesses von freigeformten Oberflächen bietet die Anpassung der makroskopischen Werkzeuggestalt an die Krümmung der Werkstücktopographie durch das Abrichten ein enormes Potential. So konnten beispielsweise mit Hilfe konischer Werkzeuge sowohl ebene als auch einfach gekrümmte Oberflächen erfolgreich bearbeitet und mögliche Kollisionen zwischen dem Werkzeughalter und der Oberfläche aufgrund des vorgegebenen Werkzeuganstellwinkels vermieden werden. Die Anwendung dieser Werkzeugformen ermöglicht eine erhebliche Verringerung der Prozessdauer um den Faktor fünf bis zehn, im Vergleich zu sphärischen oder torusförmigen Werkzeugen, da eine deutlich größere Kontaktfläche zwischen

Werkzeug und Werkstück vorliegt. Das dabei erreichte Zeitspannvolumen entspricht dem zylindrischer Werkzeuge, weist jedoch keine eingeschränkte Bearbeitung hinsichtlich möglicher Kollisionen auf.

Neben dem Schleifen wurde im Rahmen dieser Arbeit zur mechanischen Nachbearbeitung der Verschleißschutzschichten das Festklopfen ebenfalls erfolgreich eingesetzt. Es bietet gegenüber dem Schleifprozess eine effiziente Möglichkeit, die Oberflächen in einem Überlauf einzuglätten, anstelle diese in mehreren Zustellungen abzutragen. Trotz der sprödharten Beschichtungswerkstoffe und deren eingeschränkter Haftung am Substrat konnten Prozessstrategien erarbeitet werden, die eine ganzflächige Einebnung beschichteter Werkstücke ermöglichen. Maßgeblich für die Prozessauslegung ist dabei, dass der Werkzeugdurchmesser und der Schlagabstand nicht zu klein gewählt werden, da hohe Flächenpressungen eine Zerrüttung des Gefüges sowie eine Delamination der gesamten Schicht initiieren. Insbesondere durch die Hertzschen Pressungen treten infolge des Kugelkontaktes hohe Spannungen im Übergangsbereich zwischen Beschichtung und Substratwerkstoff unter der Werkstückoberfläche auf, die Ursache für die Entstehung von Delaminationen sind. Metallurgische Gefügeuntersuchungen haben gezeigt, dass bedingt durch zu hohe Belastungen kleine Mikrorisse in der Randzone der WSC-Fe-Beschichtungen initiiert werden, welche in einer späteren tribologischen Belastung zu einem vorzeitigen Versagen führen können. Für die erfolgreiche Bearbeitung der hochharten WC-Co-Beschichtung sollte ein möglichst großer Werkzeugdurchmesser ($d_k = 16\text{ mm}$) verwendet werden, um die Flächenbelastung zu reduzieren. Darüber hinaus führt ein maximaler Betriebsdruck von $p = 5\text{ bar}$ und ein Schlagabstand von mindestens $0,2\text{ mm}$ zu einer schädigungsfreien Reduktion der Profilspitzen um etwa $10\text{ }\mu\text{m}$. Trotz der erfolgreichen Anwendung des Festklopfens zur Nachbearbeitung der Beschichtungen setzt das Verfahren eine konturnahe Beschichtung voraus, da durch die Oberflächeneinebnung kein Materialabtrag oder eine definierte Materialverdrängung erzielt werden kann.

In zukünftigen Arbeiten ist die Erzeugung definierter Oberflächenstrukturen durch NC-Formschleifprozesse näher zu untersuchen. Hierbei ist die Überlagerung mehrerer Schleifbahnen mit unterschiedlichen Schleifwerkzeugen anzustreben, so dass Strukturen, ähnlich denen beim Kurz- oder Langhubhonen, auf komplex geformten Oberflächen erzeugt werden. Dadurch wird eine Möglichkeit geschaffen, die hervorragenden Verschleißigenschaften der thermisch gespritzten Hartstoffschichten hinsichtlich ihrer Eigenschaften im tribologischen Kontakt weiter zu steigern. Hierbei bietet der simulative Ansatz auf Basis der einzelnen Schleifkörner sehr großes Potential, um die gewünschten Strukturen zu optimieren. Auf Grundlage dessen sollte der Simulationsansatz dahingehend weiterentwickelt werden, dass der Werkzeugverschleiß in Form von Kornausbrüchen und die daraus resultierenden Formabweichungen berechnet werden. Darüber hinaus ist es notwendig, die Beschichtungen auf realen Bauteilen zu applizieren, nachzubearbeiten und deren Einsatzverhalten zu analysieren. Insbesondere die Entwicklung des Einlauf- und Verschleißverhaltens sollte dabei im Fokus der Betrachtung stehen.

Da das Festklopfen als mechanisches Nachbearbeitungsverfahren für die thermisch gespritzten Hartstoffschichten im Rahmen dieser Arbeit erstmalig durchgeführt wurde, bietet hierbei die Anpassung der Werkstoffzusammensetzung der Beschichtungen ein hohes Potential, das Prozessergebnis weiter zu verbessern. Insbesondere sollte hierbei

das Zusammenwirken von Matrixwerkstoff, dem Anteil und der Größe der Hartstoffe sowie der Porosität in der Beschichtung hinsichtlich höherer Deformierbarkeit in Folge des Festklopfens analysiert werden, um ein Splittern der Hartstoffe sowie die Bildung von Mikrorissen im lamellaren Gefüge zu vermeiden. Somit wird eine Erhöhung der Flächenpressung bei der Bearbeitung ermöglicht, wodurch eine gesteigerte Einglättung angestrebt und eine gleichmäßigere Oberflächentopographie erzielt werden kann. Im Anschluss daran sind die erzeugten Oberflächentopographien mit Hilfe tribologischer Untersuchungen zu analysieren und zu bewerten. Insbesondere der Einsatz unter Verwendung von Schmierstoffen bietet aufgrund der hohen Restporosität nach dem Festklopfen eine hervorragende Grundlage für die Bildung von hydrodynamischen Schmierfilmen im nassen tribologischen Kontakt.

Literaturverzeichnis

- [ABSAK13] D. Axinte, P. Butler-Smith, C. Akgun und K. Kolluru. On the influence of single grit micro-geometry on grinding behavior of ductile and brittle materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 74(0):12–18, 2013.
- [AHKW14] G. Antsupov, C. Heinzl, J. Koch und A. Wagner. Spiegelnde Oberflächenqualität. *wt Werkstattstechnik online*, 104(6):341–345, 2014.
- [AK12] J. C. Aurich und B. Kirsch. Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5(3):164–174, 2012.
- [AKB⁺14] Y. Altintas, P. Kersting, D. Biermann, E. Budak, B. Denkena und I. Lazoglu. Virtual process systems for part machining operations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63(2):585–605, 2014.
- [ALH⁺13] J. C. Aurich, B. Linke, M. Hauschild, M. Carrella und B. Kirsch. Sustainability of abrasive processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(2):653–672, 2013.
- [All03] R. Allmann. *Röntgen-Pulverdiffraktometrie: Rechnergestützte Auswertung, Phasenanalyse und Strukturbestimmung*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2. Auflage, 2003.
- [ALY01] T. Altan, B. Lilly und Y. C. Yen. Manufacturing of dies and molds. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(2):404–422, 2001.
- [AOMM14] Y. Abe, T. Ohmi, K. Mori und T. Masuda. Improvement of formability in deep drawing of ultra-high strength steel sheets by coating of die. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(9):1838–1843, 2014.
- [BAG⁺06] E. Brinksmeier, J. C. Aurich, E. Govekar, C. Heinzl, H.-W. Hoffmeister, F. Klocke, J. Peters, R. Rentsch, D. J. Stephenson, E. G. Uhlmann, K. Weinert und M. Wittmann. Advances in modeling and simulation of grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(2):667–696, 2006.
- [BAG⁺10] N. Bay, A. Azushima, P. Groche, I. Ishibashi, M. Merklein, M. Morishita, T. Nakamura, S. Schmid und M. Yoshida. Environmentally benign tribosystems for metal forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(2):760–780, 2010.
- [Bal88] R. Balbach. *Optimierung der Oberflächenmikrogeometrie von Aluminiumblech für das Karosserieziehen*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1988.

- [BAPL05] C. Boher, D. Attaf, L. Penazzi und C. Levaillant. Wear behaviour on the radius portion of a die in deep-drawing: Identification, localisation and evolution of the surface damage. *Wear*, 259(7-12):1097–1108, 2005.
- [Bar01] C. Barth. *Dynamische Kontaktzonenvorgänge beim Schleifen sprödharter Werkstoffe*. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2001.
- [Bau11] I.-T. Baumann. *Hochverschleißfeste und konturnahe Werkzeugoberflächen durch Hochgeschwindigkeitsflamspritzverfahren*. Dissertation, TU Dortmund, 2011.
- [BBB⁺15] G. Bolelli, L.-M. Berger, T. Börner, H. Koivuluoto, L. Lusvarghi, C. Lyphout, N. Markocsan, V. Matikainen, P. Nylén, P. Sassatelli, R. Trache und P. Vuoristo. Tribology of HVOF- and HVOF-sprayed WC-10Co4Cr hardmetal coatings: A comparative assessment. *Surface and Coatings Technology*, 265:125–144, 2015.
- [BBQ⁺10] K. Bonny, P. de Baets, J. Quintelier, J. Vleugels, D. Jiang, O. van der Biest, B. Lauwers und W. Liu. Surface finishing: Impact on tribological characteristics of WC-Co hardmetals. *Tribology International*, 43(1-2):40–54, 2010.
- [BCK⁺82] E. Brinksmeier, J. T. Cammett, W. König, P. Leskovicar, J. Peters und H.-K. Tönshoff. Residual stresses - Measurement and causes in machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31(2):491–510, 1982.
- [BCLL08] A. A. G. Bruzzone, H. L. Costa, P. M. Lonardo und D. A. Lucca. Advances in engineered surfaces for functional performance. *Manufacturing Technology - Annals of the International Institute for Production Engineering Research*, 57(2):750–769, 2008.
- [Beb03] D. T. van Bebber. *PVD-Schichten in Verdrängereinheiten zur Verschleiß- und Reibungsminimierung bei Betrieb mit synthetischen Estern*. Dissertation, RWTH Aachen, 2003.
- [BG03] E. Brinksmeier und A. Glwierzew. Chip formation mechanisms in grinding at low speeds. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(1):253–258, 2003.
- [BGM08] E. Brinksmeier, M. Garbrecht und D. Meyer. Cold surface hardening. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):541–544, 2008.
- [BGTN13] D. Biermann, S. Goeke, W. Tillmann und J. Nebel. Improvement of wear resistant thermally sprayed coatings by microfinishing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(1):559–562, 2013.
- [BHTF14] E. V. Bordatchev, A. M. K. Hafiz und O. R. Tutunea-Fatan. Performance of laser polishing in finishing of metallic surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 73(1-4):35–52, 2014.

- [BHW99] E. Brinksmeier, C. Heinzel und M. Wittmann. Friction, cooling and lubrication in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 48(2):581–598, 1999.
- [BIB11] R. Baptista, V. Infante und C. Branco. Fully dynamic numerical simulation of the hammer peening fatigue life improvement technique. *Procedia Engineering*, 10:1943–1948, 2011.
- [BLH⁺12] F. Bleicher, C. Lechner, C. Habersohn, E. Kozeschnik, B. Adjassoho und H. Kaminski. Mechanism of surface modification using machine hammer peening technology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(1):375–378, 2012.
- [BLH⁺13] F. Bleicher, C. Lechner, C. Habersohn, M. Obermair, F. Heindl und M. Rodríguez Ripoll. Improving the tribological characteristics of tool and mould surfaces by machine hammer peening. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(1):239–242, 2013.
- [BMDE05] F.-W. Bach, K. Möhwald, B. Dröbner und L. Engl. Technik und Potenziale des Verschleißschutzes mittels thermisch gespritzter Beschichtungen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 36(8):353–359, 2005.
- [BMK⁺10] E. Brinksmeier, Y. Mutlugünes, F. Klocke, J. C. Aurich, P. Shore und H. Ohmori. Ultra-precision grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(2):652–671, 2010.
- [BMLW05] F.-W. Bach, K. Möhwald, A. Laarmann und T. Wenz, Hrsg. *Moderne Beschichtungsverfahren*. 2005.
- [BMO11] J. Badger, S. Murphy und G. O'Donnell. The effect of wheel eccentricity and run-out on grinding forces, waviness, wheel wear and chatter. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(10–11):766–774, 2011.
- [BNM⁺14] A. Beaucamp, Y. Namba, W. Messelink, D. Walker, P. Charlton und R. Freeman. Surface integrity of fluid jet polished tungsten carbide. *Procedia CIRP*, 13:377–381, 2014.
- [Bob12] K. Bobzin, Hrsg. *Oberflächentechnik für den Maschinenbau*. Wiley-VCH, Weinheim, 1. Auflage, 2012.
- [BOG⁺13] E. Brinksmeier, B. Orlik, R. Groll, C. Brandao, A. Norbach und K. Leach. GrindBall: An advanced micro-grinding tool. *Production Engineering. Research and Development*, 7(5):469–476, 2013.
- [Böh92] H.-J. Böhm. Parameters for evaluating the wearing behaviour of surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 32(1-2):109–113, 1992.

- [Böb07] V. Böß. *Werkzeugwege für das Bandschleifen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Hannover, 2007.
- [Boy85] L. L. Boyd. Method for finishing thermal sprayed coatings. In F. N. Longo, Hrsg., *Thermal Spray Coatings: New Materials, Processes and Applications*, Seiten 135–138. ASM International, OH, USA, 1985.
- [Bre96] P. von Brevern. *Untersuchungen zum Tiefschleifen von Hartmetall unter besonderer Berücksichtigung von Schleiföl als Kühlschmierstoff*. Dissertation, TU Hamburg, 1996.
- [BRG06] E. Brinksmeier, O. Riemer und A. Gessenharter. Finishing of structured surfaces by abrasive polishing. *Precision Engineering*, 30(3):325–336, 2006.
- [Bri82] E. Brinksmeier. *Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke*. Dissertation, Universität Hannover, 1982.
- [Bri02] S. Brinkmann. *Funktionsorientierte Beurteilung von Zylinderlaufflächen durch 3-dimensionale Oberflächenmesstechnik*. Dissertation, RWTH Aachen, 2002.
- [BRKB13] E. Brinksmeier, O. Riemer, S. Kirchberg und C. Brandao. Injection molded spherical grinding tools: manufacture and application of a novel tool concept for micro grinding. *Production Engineering. Research and Development*, 7(4):383–389, 2013.
- [Brü96] T. Brücher. *Kuschmierung beim Schleifen keramischer Werkstoffe*. Dissertation, TU Berlin, 1996.
- [BS89] R. J. Baylis und B. J. Stone. The effect of grinding wheel flexibility on chatter. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 38(1):307–310, 1989.
- [BS14] J. Berg und N. Stranghoener. Fatigue strength of welded ultra high strength steels improved by high frequency hammer peening. *Procedia Materials Science*, 3:71–76, 2014.
- [BSADK14] P. Butler-Smith, D. Axinte, M. Daine und M. C. Kong. Mechanisms of surface response to overlapped abrasive grits of controlled shapes and positions: An analysis of ductile and brittle materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63(1):321–324, 2014.
- [BT12] N. Brunetière und B. Tournier. Numerical analysis of a surface-textured mechanical seal operating in mixed lubrication regime. *Tribology International*, 49:80–89, 2012.
- [CH09] H. L. Costa und I. M. Hutchings. Effects of die surface patterning on lubrication in strip drawing. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(3):1175–1180, 2009.

- [CH10] H. Czichos und K.-H. Habig. *Tribologie-Handbuch*. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 3. Auflage, 2010.
- [CLT⁺00] L. de Chiffre, P. Lonardo, H. Trumpold, D. A. Lucca, G. Goch, C. A. Brown, J. Raja und H. N. Hansen. Quantitative characterisation of surface texture. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49(2):635–652, 2000.
- [CLV08] F. Clarysse, W. Lauwerens und M. Vermeulen. Tribological properties of PVD tool coatings in forming operations of steel sheet. *Wear*, 264(5-6):400–404, 2008.
- [CP08] S. Chakrabarti und S. Paul. Numerical modelling of surface topography in superabrasive grinding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 39(1/2):29–38, 2008.
- [CR96] X. Chen und W. B. Rowe. Analysis and simulation of the grinding process. Part I: Generation of the grinding wheel surface. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(8):871–882, 1996.
- [CWKS07] P. Chivavibul, M. Watanabe, S. Kuroda und K. Shinoda. Effects of carbide size and Co content on the microstructure and mechanical properties of HVOF-sprayed WC-Co coatings. *Surface & Coatings Technology*, (202):509–521, 2007.
- [DB10] E. Doege und B.-A. Behrens. *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. VDI-Buch. Springer, Berlin, Heidelberg, 2010.
- [DGKH14] B. Denkena, T. Grove, T. Krawczyk und J. Harmes. Mit geschliffenen Riblets zur effizienteren Pumpe. *wt Werkstattstechnik online*, 104(11/12):716–721, 2014.
- [DGL16] B. Denkena, T. Grove und H. Lucas. Influences of grinding with toric CBN grinding tools on surface and subsurface of 1.3344PM steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 229:541–548, 2016.
- [DHJG08] Z. H. Deng, Z. W. Hu, Q. Jing und Y. D. Gong. Experimental investigations on surface residual stresses in the as-sprayed and ground nanostructured WC-12Co coatings. *Key Engineering Materials*, 359-360:229–233, 2008.
- [DIN88] DIN 50323-1: Tribologie, 1988.
- [DIN98] DIN EN ISO 13565-2: Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Oberflächen mit plateauartigen funktionsrelevanten Eigenschaften - Teil 2: Beschreibung der Höhe mittels linearer Darstellung der Materialanteilkurve, 1998.
- [DIN03a] DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung, 2003.

- [DIN03b] DIN 8584-3: Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 3: Tiefziehen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe, 2003.
- [DIN03c] DIN 8589-11: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug - Einordnung, Unterteilung, Begriffe, 2003.
- [DIN05] DIN EN 657: Thermisches Spritzen - Begriffe, Einteilung, 2005.
- [DIN10] DIN EN ISO 4287: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren, Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit, 2010.
- [DIN12] DIN ISO 7619-1: Elastomere oder thermoplastische Elastomere – Bestimmung der Eindringhärte – Teil 1: Durometer-Verfahren (Shore-Härte), 2012.
- [DKK12] B. Denkena, J. Köhler und J. Kästner. Chip formation in grinding: An experimental study. *Production Engineering. Research and Development*, 6(2):107–115, 2012.
- [DKM13] B. Denkena, J. Köhler und M. van der Meer. A roughness model for the machining of biomedical ceramics by toric grinding pins. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 6(1):22–33, 2013.
- [DKT11] B. Denkena, J. Köhler und A. Turger. Modeling the polishing process with resilient diamond tools for manufacturing of complex shaped ceramic implants. In *Proceedings of the Twenty-sixth annual Meeting of the American Society for Precision Engineering*, Seiten 341–344, Raleigh, N.C, 2011. American Society for Precision Engineering.
- [DKT14] B. Denkena, J. Köhler und L. Tatzig. Schleifen konkaver Bauteile aus Biokeramik. *wt Werkstattstechnik online*, 104(6):382–387, 2014.
- [DKW10] B. Denkena, J. Kästner und B. Wang. Advanced microstructures and its production through cutting and grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(1):67–72, 2010.
- [DLB03] B. Denkena, G. Lütjens und V. Böß. Feinbearbeitung von Werkzeugen und Formen. *wt Werkstattstechnik online*, 93(11):729–734, 2003.
- [DLTB10] B. Denkena, L. de Leon, A. Turger und L. Behrens. Prediction of contact conditions and theoretical roughness in manufacturing of complex implants by toric grinding tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(7):630–636, 2010.
- [DMT⁺14] H. Deng, K. Monna, T. Tabata, K. Endo und K. Yamamura. Optimization of the plasma oxidation and abrasive polishing processes in plasma-assisted polishing for highly effective planarization of 4H-SiC. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63(1):529–532, 2014.

- [DTR⁺11] C. Dold, R. Transchel, M. Rabiey, P. Langenstein, C. Jaeger, F. Pude, F. Kuster und K. Wegener. A study on laser touch dressing of electroplated diamond wheels using pulsed picosecond laser sources. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(1):363–366, 2011.
- [DWB09] D. A. Doman, A. Warkentin und R. Bauer. Finite element modeling approaches in grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(2):109–116, 2009.
- [Edi96] M. Edinger. *Untersuchung zur spanenden Endbearbeitung und zum Funktionsverhalten von thermisch gespritzten Verschleißschuttschichten*. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1996.
- [El 14] M. El Hebri. *Analyse des pneumatischen Schlagverdichtens von thermisch gespritzten Verschleißschuttschichten*. Masterarbeit, TU Dortmund, 01.10.2014.
- [Emm88] W. C. Emmens. The influence of surface roughness on friction. In *Proceedings 15th IDDRG Congress*, Seiten 63–70, 1988.
- [Emm97] W. C. Emmens. *Tribology of flat contacts and its application in deep drawing*. Dissertation, University of Twente, Enschede, 1997.
- [EO11] J. Eriksson und M. Olsson. Tribological testing of commercial CrN, (Ti,Al)N und CrC/C PVD coatings — Evaluation of galling and wear characteristics against different high strength steels. *Surface and Coatings Technology*, 205(16):4045–4051, 2011.
- [EPD⁺03] C. J. Evans, E. Paul, D. Dornfeld, D. A. Lucca, G. Byrne, M. Tricard, F. Klocke, O. Dambon und B. A. Mullany. Material removal mechanisms in lapping and polishing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(2):611–633, 2003.
- [EU009] EG 443: Verordnung zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO₂-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen, 2009.
- [FBP⁺14] D. Freiburg, D. Biermann, A. Peuker, P. Kersting, H.-J. Maier, K. Möhwald, P. Knödler und M. Otten. Development and analysis of microstructures for the transplantation of thermally sprayed coatings. *Procedia CIRP*, 14:245–250, 2014.
- [Fel12] M. Feldhoff. *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, TU Dortmund, 2012.
- [Fer92] F. Ferlemann. *Schleifen mit höchsten Schnittgeschwindigkeiten*. Dissertation, RWTH Aachen, 1992.

- [Flo02] S. Flor. *Beitrag zum Verschleißverhalten und zur Tribologie von plasmaspritzten Zylinderlaufflächen im Diesel-Motorbetrieb*. Dissertation, Universität Dortmund, 2002.
- [Frö11] H. Frömming. *Zerspanung von WC-Co-Hartmetall im unterbrochenen Schnitt*. Dissertation, TU Hamburg-Harburg, 2011.
- [FROM11] L. Figueiredo, A. Ramalho, M. C. Oliveira und L. F. Menezes. Experimental study of friction in sheet metal forming. *Wear*, 271(9-10):1651–1657, 2011.
- [FTBT10] V. Franzen, M. Trompeter, A. Brosius und A. E. Tekkaya. Finishing of thermally sprayed tool coatings for sheet metal forming operations by roller burnishing. *International Journal of Material Forming*, 3(S1):147–150, 2010.
- [FWB⁺10] V. Franzen, J. Witulski, A. Brosius, M. Trompeter und A. E. Tekkaya. Textured surfaces for deep drawing tools by rolling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11):969–976, 2010.
- [FY90] Y. Furukawa und M. Yokogawa. Effects of machine rigidity on the dressing accuracy of CBN grinding wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39(1):305–308, 1990.
- [GB11] A. Ghiotti und S. Bruschi. Tribological behaviour of DLC coatings for sheet metal forming tools. *Wear*, 271(9-10):2454–2458, 2011.
- [GC12] P. Groche und M. Christiany. Umformen höchstfester Blechwerkstoffe. *wt Werkstattstechnik online*, 102(10):640–644, 2012.
- [Geh93] V. Gehring. *Numerisch gesteuertes Formschleifen von gekrümmten Werkstückoberflächen*. Dissertation, Universität Hannover, 1993.
- [Gér06] B. Gérard. Application of thermal spraying in the automobile industry. *Surface and Coatings Technology*, 201(5):2028–2031, 2006.
- [Giw03] A. Giwierzew. *Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozessverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten*. Dissertation, Universität Bremen, 2003.
- [GMH⁺12] J. Guo, S.-Y. Morita, M. Hara, Y. Yamagata und T. Higuchi. Ultra-precision finishing of micro-aspheric mold using a magnetostrictive vibrating polisher. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(1):371–374, 2012.
- [GMHS11] P. Groche, N. Moeller, H. Hoffmann und J. Suh. Influence of gliding speed and contact pressure on the wear of forming tools. *Wear*, 271(9-10):2570–2578, 2011.

- [GSGY12] V. Ganguly, T. Schmitz, A. A. Graziano und H. Yamaguchi. An analysis of polishing forces in magnetic field assisted finishing. In *Proceedings of the ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference*, Seite 15, New York, 2012. American Society of Mechanical Engineers.
- [GSMS12] P. Groche, M. Steitz, C. Müller und J. Scheil. Einglättung durch Festwalzen und Festklopfen. *wt Werkstattstechnik online*, 102(10):665–671, 2012.
- [GSSH88] C. Guangqi, W. Shengli, Y. Suoxian und Z. Huanwen. The effect of fluid on diamond grinding for cermet material. In S. Chandrasekar, Hrsg., *Intersociety Symposium on Machining of Advanced Ceramic Materials and Components*, Seiten 267–274, 1988.
- [GWH10] Y. B. Guo, A. W. Warren und F. Hashimoto. The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2(2):129–134, 2010.
- [Hei99] C. Heinzel. *Methoden zur Untersuchung und Optimierung der Kühlschmierung beim Schleifen*. Dissertation, Universität Bremen, 1999.
- [Hei09] C. Heinzel. *Schleifprozesse verstehen: Zum Stand der Modellbildung und Simulation sowie unterstützender experimenteller Methoden*. Habilitationsschrift, Universität Bremen, 2009.
- [Hes02] D. Hessel. *Punktcrushieren keramisch gebundener Diamantschleifscheiben*. Dissertation, Universität Hannover, 2002.
- [Hey15] T. Heymann. *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannungen an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, TU Dortmund, 2015.
- [HHW01] J. B. J. W. Hegeman, J. T. M. de Hosson und G. de With. Grinding of WC–Co hardmetals. *Wear*, 248(1-2):187–196, 2001.
- [HK09] D. Herman und J. Krzos. Influence of vitrified bond structure on radial wear of cBN grinding wheels. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(14):5377–5386, 2009.
- [HKH12] D. Hösel, T. Kappel und A. Hadler. Prozesssichere Feinbearbeitung harter Verschleißschutzschichten. *MM - MaschinenMarkt*, (25):40–41, 2012.
- [HMS⁺15] R. Holtermann, A. Menzel, S. Schumann, D. Biermann, T. Siebrecht und P. Kersting. Modelling and simulation of internal traverse grinding: Bridging meso- and macro-scale simulations. *Production Engineering. Research and Development*, 9(4):451–463, 2015.

- [HNS12] H. Hoffmann, R. Neugebauer und G. Spur, Hrsg. *Handbuch Umformen*. Carl Hanser, 2012.
- [Hop05] A. Hoppermann. *Einfluss von Oberflächengestaltung und Werkstoffwahl auf das tribologische Verhalten von Gleit- und Dichtungskontakten hydraulischer Komponenten*. Dissertation, RWTH Aachen, 2005.
- [How90] T. D. Howes. Assessment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39(1):313–316, 1990.
- [HSMB13] R. Holtermann, S. Schumann, A. Menzel und D. Biermann. Modelling, simulation and experimental investigation of chip formation in internal traverse grinding. *Production Engineering. Research and Development*, 7(2-3):251–263, 2013.
- [HW13] C. Heinzl und A. Wagner. Fine finishing of gears with high shape accuracy. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(1):359–362, 2013.
- [HWKT15] L. Hiegemann, C. Weddeling, N. Ben Khalifa und A. E. Tekkaya. Prediction of roughness after ball burnishing of thermally coated surfaces. *Journal of Materials Processing Technology*, 217:193–201, 2015.
- [HZK⁺13] U. Heisel, W. Zaloga, D. Krivoruchko, M. Storchak und L. Goloborodko. Modelling of orthogonal cutting processes with the method of smoothed particle hydrodynamics. *Production Engineering. Research and Development*, 7(6):639–645, 2013.
- [IKL01] I. Inasaki, B. Karpuschewski und H.-S. Lee. Grinding chatter – Origin and suppression. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(2):515–534, 2001.
- [Ina89] I. Inasaki. Dressing of resinoid bonded diamond grinding wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 38(1):315–318, 1989.
- [Ina96] I. Inasaki. Grinding process simulation based on the wheel topography measurement. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45(1):347–350, 1996.
- [JA00] J. Jiang und R. D. Arnell. The effect of substrate surface roughness on the wear of DLC coatings. *Wear*, 239(1):1–9, 2000.
- [Jan07] T. Jansen. *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Universität Dortmund, 2007.
- [JBM⁺11a] I. S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M'Saoubi, D. K. Aspinwall, J. C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello und A. D. Jayal. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(2):603–626, 2011.

- [JBM⁺11b] I. S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M'Saoubi, D. K. Aspinwall, J. C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello und A. D. Jayal. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(2):603–626, 2011.
- [Jen96] Y. R. Jeng. Impact of plateaued surfaces on tribological performance. *Tribology Transactions*, 39(2):354–361, 1996.
- [JGB⁺13] J. L. Jiang, P. Q. Ge, W. B. Bi, L. Zhang, D. X. Wang und Y. Zhang. 2D/3D ground surface topography modeling considering dressing and wear effects in grinding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 74(0):29–40, 2013.
- [JW12] X. J. Jiang und D. J. Whitehouse. Technological shifts in surface metrology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(2):815–836, 2012.
- [KAMW09] F. Klocke, K. Arntz, H. Mescheder und K. Winands. Reproduzierbare Designoberflächen im Werkzeugbau. *wt Werkstattstechnik online*, 99(11/12):844–850, 2009.
- [KAY09] H. Kim, T. Altan und Q. Yan. Evaluation of stamping lubricants in forming advanced high strength steels (AHSS) using deep drawing and ironing tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(8):4122–4133, 2009.
- [KBAS13] L. Kirkhorn, V. Bushlya, M. Andersson und J.-E. Ståhl. The influence of tool steel microstructure on friction in sheet metal forming. *Wear*, 302(1-2):1268–1278, 2013.
- [KGK03] M. Kleiner, M. Geiger und A. Klaus. Manufacturing of lightweight components by metal forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(2):521–542, 2003.
- [KHA04] B. Karpuschewski, A. M. Hoogstrate und M. Achtsnick. Simulation and improvement of the micro abrasive blasting process. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(1):251–254, 2004.
- [KHR⁺14] D. K. Karupannasamy, J. Hol, M. B. de Rooij, T. Meinders und D. J. Schipper. A friction model for loading and reloading effects in deep drawing processes. *Wear*, 318(1-2):27–39, 2014.
- [KIJ99] P. Koshy, L. K. Ives und S. Jahanmir. Simulation of diamond-ground surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(9):1451–1470, 1999.
- [KK04] P. Krajnik und J. Kopač. Modern machining of die and mold tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 157–158:543–552, 2004.

- [Kle04] W. Kleppmann. *Taschenbuch Qualitätsmanagement: Leitfaden für Ingenieure und Techniker*. Praxisreihe Qualitätswissen. Hanser, München, 3. Auflage, 2004.
- [Kli10] A. Klink. Wire electro discharge trueing and dressing of fine grinding wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(1):235–238, 2010.
- [Koe13] D. Koeppen. *Analyse des Abrichtprozesses von Schleifstiften zur Bearbeitung von hartstoffbeschichteten Tiefziehwerkzeugen*. Bachelorarbeit, TU Dortmund, 28.11.2013.
- [Kol12] J.-W. Kolbe. *Thermisch beschichtete, faserverstärkte Polymerwerkzeuge für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe*. Dissertation, TU Dortmund, 2012.
- [Kre08] O. Kreil. *Einfluss der Oberflächenstruktur auf Druckverteilung und Schmierfilmdicke im EHD-Kontakt*. Dissertation, TU München, 2008.
- [Kre11] B. Krebs. *Konturgenaue Bauteilbeschichtung für den Verschleißschutz mittels atmosphärischen Plasmaspritzens und Lichtbogenspritzens*. Dissertation, TU Dortmund, 2011.
- [KRZ13] A. Khellouki, J. Rech und H. Zahouani. Micro-scale investigation on belt finishing cutting mechanisms by scratch tests. *Wear*, 308(1-2):17–28, 2013.
- [KSY82] W. König, H. Schleich und K. Yegenoglu. Schärfen von CBN-Schleifscheiben mit Korundblock. *TZ für Metallbearbeitung*, 76(10):57–58, 1982.
- [KTSS14] F. Klocke, D. Trauth, F. Schongen und A. Shirobokov. Analysis of friction between stainless steel sheets and machine hammer peened structured tool surfaces: Experimental and numerical investigation of the lubricated interaction gap. *Production Engineering. Research and Development*, 8(3):263–272, 2014.
- [KTW13] F. Klocke, J. Thiermann und M. Weiß. Abrichtprozess bestimmt den Schleifscheibenverschleiß: Einfluss der Belastung im Abrichtprozess auf das Verschleißverhalten der Schleifscheibe. *wt Werkstatttechnik online*, (6):488–492, 2013.
- [KV52] O. Kienzle und H. Victor. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *VDI-Z*, 94(11-12):299–305, 1952.
- [KVH14] A. Karim, A. Verl und R. Höhne. Schwingungsanalyse an Bearbeitungsrobotern. *wt Werkstatttechnik online*, 104(1/2):49–54, 2014.

- [KW09] N. Kramer und C. Wangenheim. Model based characterization of the grinding wheel effective topography. *Key Engineering Materials*, 389-390:258–263, 2009.
- [KZBF08] F. Klocke, C. Zeppenfeld, V. Bäcker und B. Feldhaus. Festwalzen von Fan- und Verdichterschaukeln. *wt Werkstattstechnik online*, 98(6):476–480, 2008.
- [LBG98] D. A. Lucca, E. Brinksmeier und G. Goch. Progress in assessing surface and subsurface integrity. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47(2):669–693, 1998.
- [Li10] X. Li. *Modeling and simulation of grinding processes based on a virtual wheel model and microscopic interaction analysis*. Dissertation, Worcester Polytechnic Institute, Massachusetts, USA, 2010.
- [Lin07] B. S. Linke. *Wirkmechanismen beim Abrichten keramisch gebundener Schleifscheiben*. Dissertation, RWTH Aachen, 2007.
- [Lin14] B. S. Linke. Sustainability concerns in the life cycle of bonded grinding tools. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 7(3):258–263, 2014.
- [LKE05] B. Lauwers, J.-P. Kruth und W. Eeraerts. Wear behaviour and tool life of wire-EDM-ed and ground carbide punches. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):163–166, 2005.
- [LLC02] P. M. Lonardo, D. A. Lucca und L. de Chiffre. Emerging trends in surface metrology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(2):701–723, 2002.
- [LNS02] S. N. Lophaven, H. B. Nielsen und J. Sondergaard. DACE – A MATLAB kriging toolbox, 2002.
- [Lor75] W. Lortz. *Schleifscheibentopographie und Spanbildungsmechanismus beim Schleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1975.
- [LWBG13] Y. Liu, A. Warkentin, R. Bauer und Y. Gong. Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding using kinematic simulations. *Precision Engineering*, 37(3):758–764, 2013.
- [MA01] B. S. Mann und V. Arya. Abrasive and erosive wear characteristics of plasma nitriding and HVOF coatings: Their application in hydro turbines. *Wear*, 249(5-6):354–360, 2001.
- [Mai09] K. Maiz. *Flachschleifen metallischer Werkstoffe unter Verwendung von flüssigem Stickstoff zur Kühlung*. Dissertation, TU Braunschweig, 2009.

- [MBB11] T. Mang, K. Bobzin und T. Bartels. *Industrial tribology: Tribosystems, friction, wear and surface engineering, lubrication*. Wiley-VCH, Weinheim, 2011.
- [MBC79] M. D. McKay, R. J. Beckman und W. J. Conover. A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code. *Technometrics*, 21(2):239–245, 1979.
- [Mey12] D. Meyer. Cryogenic deep rolling – An energy based approach for enhanced cold surface hardening. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(1):543–546, 2012.
- [MHK03] T. Mori, K. Hirota und Y. Kawashima. Clarification of magnetic abrasive finishing mechanism. *Journal of Materials Processing Technology*, 143-144:682–686, 2003.
- [Min99] E. Minke. *Handbuch zur Abrichttechnik*. Riege Diamantwerkzeuge GmbH, 1. Auflage, 1999.
- [MMR09] A. K. Maiti, N. Mukhopadhyay und R. Raman. Improving the wear behavior of WC-CoCr-based HVOF coating by surface grinding. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 18(8):1060–1066, 2009.
- [Moh10] T. Mohn. *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren: Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, TU Dortmund, 2010.
- [Mon97] D. C. Montgomery. *Design and analysis of experiments*. John Wiley & Sons, New York, NY, 4. Auflage, 1997.
- [MR04] M. A. Masen und M. B. de Rooij. Abrasive wear between rough surfaces in deep drawing. *Wear*, 256(6):639–646, 2004.
- [MRS⁺13] A. Malshe, K. Rajurkar, A. Samant, H. N. Hansen, S. Bapat und W. Jiang. Bio-inspired functional surfaces for advanced applications. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(2):607–628, 2013.
- [MRV01] J. K. N. Murthy, D. S. Rao und B. Venkataraman. Effect of grinding on the erosion behaviour of a WC-Co-Cr coating deposited by HVOF and detonation gun spray processes. *Wear*, 249(7):592–600, 2001.
- [MTOO89] T. Matsuo, S. Toyoura, E. Oshima und Y. Ohbuchi. Effect of grain shape on cutting force in superabrasive single-grit tests. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 38(1):323–326, 1989.
- [MTZ⁺12] C. Mao, X. Tang, H. Zou, Z. Zhou und W. Yin. Experimental investigation of surface quality for minimum quantity oil–water lubrication grinding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, (59):93–100, 2012.

- [MW04] M. Mettner und E. Wippler, Hrsg. *Reibung und Verschleiß von Werkstoffen, Bauteilen und Konstruktionen: Tribologische Optimierung und Schadensbekämpfung*. Expert, Renningen, 2004.
- [NBD⁺11] R. Neugebauer, K.-D. Bouzakis, B. Denkena, F. Klocke, A. Sterzing, A. E. Tekkaya und R. Wertheim. Velocity effects in metal forming and machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(2):627–650, 2011.
- [NDA⁺04] D. Novoric, R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, W. Voice und P. Bowen. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2-3):125–134, 2004.
- [NGL07] S. Nailer, J. Gallagher und W. Leahy. Die Eigenschaften natürlicher und synthetischer Diamantschleifkörnungen. *IDR – Industrie Diamanten Rundschau*, 41(4):54–63, 2007.
- [NHG08] R. Neugebauer, C. Hochmuth und R. Georgi. Fräsen thermisch gespritzter Hartmetalle. *wt Werkstattstechnik online*, 98(11/12):899–902, 2008.
- [NO11] M. Nilsson und M. Olsson. Tribological testing of some potential PVD and CVD coatings for steel wire drawing dies. *Wear*, 273(1):55–59, 2011.
- [OFW08] J. F. G. Oliveira, T. V. França und J. P. Wang. Experimental analysis of wheel/workpiece dynamic interactions in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):329–332, 2008.
- [OSGH09] J. F. G. Oliveira, E. J. da Silva, C. Guo und F. Hashimoto. Industrial challenges in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(2):663–680, 2009.
- [Pac00] A. Packeisen. *Werkstofftechnische Aspekte der Schleifbearbeitung verschleißbeständiger Legierungen*. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2000.
- [PDL⁺13] F. E. Pfefferkorn, N. A. Duffie, X. Li, M. Vadali und C. Ma. Improving surface finish in pulsed laser micro polishing using thermocapillary flow. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(1):203–206, 2013.
- [Peu15] A. Peuker. *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, TU Dortmund, 2015.
- [Pig01] O. Pigors. *Werkstoffe in der Tribotechnik: Reibung, Schmierung und Verschleißbeständigkeit von Werkstoffen und Bauteilen*. Wiley-VCH, Weinheim, 1. Auflage, 2001.

- [PYR08] M. P. Pereira, W. Yan und B. F. Rolfe. Contact pressure evolution and its relation to wear in sheet metal forming. *Wear*, 265(11-12):1687–1699, 2008.
- [Qui80] E. S. Quiroga. *Spannungen und Verformungen der Schleifscheibe in der Kontaktzone beim Schleifprozess*. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [RB12] S. Rausch und D. Biermann. Grinding of hard-material-coated forming tools on machining centers. *Procedia CIRP*, 1:388–392, 2012.
- [RBK14] S. Rausch, D. Biermann und P. Kersting. Five-axis grinding of wear-resistant, thermally sprayed coatings on free-formed surfaces. *Production Engineering. Research and Development*, 8(4):423–429, 2014.
- [RBWJ10] N. Ruettimann, S. Buhl, K. Wegener und J. Jedrzejewski. Simulation of single grain cutting using SPH method. *Journal of Machine Engineering*, 10(3):17–29, 2010.
- [RMV⁺10] B. Rajasekaran, G. Mauer, R. Vaßen, A. Röttger, S. Weber und W. Theisen. Thick tool steel coatings using HVOF spraying for wear resistance applications. *Surface and Coatings Technology*, 205(7):2449–2454, 2010.
- [ROK⁺12] S. Rausch, S. Odendahl, P. Kersting, D. Biermann und A. Zabel. Simulation-based prediction of process forces for grinding free-formed surfaces on machining centers. *Procedia CIRP*, 4:161–165, 2012.
- [Row14] W. B. Rowe, Hrsg. *Principles of modern grinding technology*. William Andrew, Waltham, MA, 2. Auflage, 2014.
- [RSKB14] S. Rausch, T. Siebrecht, P. Kersting und D. Biermann. Analysis and simulation of surface topographies in grinding of thermally sprayed coatings. *Advanced Materials Research*, 1018:91–98, 2014.
- [Sal83] E. Saljé. *Abrichtverfahren und -methoden, Prozessverläufe beim Abrichten und Abrichterergebnisse*. Vulkan, Essen, 1983.
- [Sal91] E. Saljé. *Begriffe der Schleif- und Konditioniertechnik*. Vulkan, Essen, 1991.
- [SBH10] K. Siebertz, D. T. van Bebber und T. Hochkirchen. *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. Springer, Berlin and Heidelberg, 2010.
- [SBL⁺14] T. Siebrecht, D. Biermann, H. Ludwig, S. Rausch, P. Kersting, H. Blum und A. Rademacher. Simulation of grinding processes using finite element analysis and geometric simulation of individual grains. *Production Engineering. Research and Development*, 8(3):345–353, 2014.

- [Sch99] C. Schneider. *Schleifen mit niedriger Schnittgeschwindigkeit und veränderlicher Wirkrichtung*. Dissertation, Universität Bremen, 1999.
- [Sch01] M. Schöpf. *ECDM Abrichten metallgebundener Diamantschleifscheiben*. Dissertation, ETH Zürich, 2001.
- [SCS07] E. Savio, L. de Chiffre und R. Schmitt. Metrology of freeform shaped parts. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2):810–835, 2007.
- [Sha95] M. C. Shaw. Precision finishing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44(1):343–348, 1995.
- [SHB⁺15] U. Selvadurai, P. S. Hollingsworth, I.-T. Baumann, B. Hussong, W. Tillmann, S. Rausch und D. Biermann. Influence of the handling parameters on residual stresses of HVOF-sprayed WC-12Co coatings. *Surface and Coatings Technology*, 268:30–35, 2015.
- [SHS10] K. Sommer, R. Heinz und J. Schöfer. *Verschleiß metallischer Werkstoffe: Erscheinungsformen sicher beurteilen*. Praxis Werkzeugtechnik. Teubner, Wiesbaden, 1. Auflage, 2010.
- [SM85] E. Saljé und H. G. von Mackensen. Strahlschärfen einer CBN-Schleifscheibe. *Industrie Anzeiger*, 107(25):98–100, 1985.
- [MSG13] J. Scheil, C. Müller, M. Steitz und P. Groche. Influence of process parameters on surface hardening in hammer peening and deep rolling. *Key Engineering Materials*, 554-557:1819–1827, 2013.
- [SP88] E. Saljé und R. Paulmann. Relations between abrasive processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 37(2):641–648, 1988.
- [SPK⁺11] B. Sresomroeng, V. Premanond, P. Kaewtatip, A. Khantachawana, A. Kurosawa und N. Koga. Performance of CrN radical nitrided tools on deep drawing of advanced high strength steel. *Surface and Coatings Technology*, 205(17-18):4198–4204, 2011.
- [SRKB14] T. Siebrecht, S. Rausch, P. Kersting und D. Biermann. Grinding process simulation of free-formed WC-Co hard material coated surfaces on machining centers using poisson-disk sampled dixel representations. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 7(2):168–175, 2014.
- [SS08] A. R. Shahani und I. Salehinia. Analysis of wear in deep-drawing process of a cylindrical cup. *Journal of Materials Processing Technology*, 200(1-3):451–459, 2008.
- [SSA95] G. Spur, J. Schönbeck und S. Appel. Optimierung von Fertigungsprozessen. Statistische Versuchsplanungen minimieren den Aufwand. *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, 90(40):503–506, 1995.

- [SSMG13] M. Steitz, J. Scheil, C. Müller und P. Groche. Effect of process parameters on surface roughness in hammer peening and deep rolling. *Key Engineering Materials*, 554-557:1887–1901, 2013.
- [SSP03] M. Scherge, D. Shakhvorostov und K. Pöhlmann. Fundamental wear mechanism of metals. *Wear*, 255(1-6):395–400, 2003.
- [Sta98] J. Staeves. *Beurteilung der Topografie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung*. Dissertation, TU Darmstadt, 1998.
- [STH⁺90] T. Shinmura, K. Takazawa, E. Hatano, M. Matsunaga und T. Matsuo. Study on magnetic abrasive finishing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39(1):325–328, 1990.
- [SUCC11] L. H. Shu, K. Ueda, I. Chiu und H. Cheong. Biologically inspired design. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(2):673–693, 2011.
- [Sur06] T. Surmann. *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsiges Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, 2006.
- [SVSF09] I. Samerski, J. Vdovak, J. Schöfer und A. Fischer. The transition between high and low wear regimes under multidirectional reciprocating sliding. *Wear*, 267(9-10):1446–1451, 2009.
- [TAHN14] W. Tillmann, M. Abdulgader, L. Hagen und J. Nellesen. Metal matrix composites deposition in twin wire arc spraying utilizing an external powder injection composition. *Journal of Thermal Spray Technology*, 23(1-2):40–50, 2014.
- [Taw90] T. Tawakoli. *Hochleistungs-Flachschleifen: Technologie, Verfahrensplanung und wirtschaftlicher Einsatz*. Dissertation, Universität Bremen, 1990.
- [TBHH14] W. Tillmann, I.-T. Baumann, P. S. Hollingsworth und L. Hagen. Sliding and rolling wear behavior of HVOF-sprayed coatings derived from conventional, fine and nanostructured WC-12Co powders. *Journal of Thermal Spray Technology*, 23(1-2):262–280, 2014.
- [TBHL13] W. Tillmann, I.-T. Baumann, P. S. Hollingsworth und I.-A. Laemmerhirt. Influence of the spray angle on the properties of HVOF sprayed WC-Co coatings using fine powders. *Journal of Thermal Spray Technology*, 22(2-3):272–279, 2013.
- [TDBU02] H.-K. Tönshoff, B. Denkena, V. Böß und B. Urban. Automated finishing of dies and molds. *Production Engineering. Research and Development*, IX(2):1–4, 2002.

- [THB⁺15] W. Tillmann, P. S. Hollingsworth, I.-T. Baumann, L. Hiegemann, C. Weddeling, A. E. Tekkaya, S. Rausch und D. Biermann. Thermally sprayed finestructured WC-12Co coatings finished by ball burnishing and grinding as an innovative approach to protect forming tools against wear. *Surface and Coatings Technology*, 268:134–141, 2015.
- [THS⁺11] T. Tawakoli, M. Hadad, M. H. Sadeghi, A. Daneshi und B. Sadeghi. Minimum quantity lubrication in grinding: Effects of abrasive and coolant-lubricant types. *Journal of Cleaner Production*, 19(17–18):2088–2099, 2011.
- [Til00] W. Tillmann. Trends and market perspectives for diamond tools in the construction industry. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 18:301–306, 2000.
- [TKB⁺13] A. E. Tekkaya, M. Kleiner, D. Biermann, L. Hiegemann, S. Rausch, V. Franzen, L. Kwiatkowski und P. Kersting. Friction analysis of thermally sprayed coatings finished by ball burnishing and grinding. *Production Engineering. Research and Development*, 7(6):601–610, 2013.
- [TKSS13] D. Trauth, F. Klocke, F. Schongen und A. Shirobokov. Analyse und Modellierung der Schlagkraft beim elektro-dynamischen Festklopfen zur kraftbasierten Prozessauslegung. *UTFSscience*, 3:1–8, 2013.
- [TLW14] R. Transchel, C. Leinenbach und K. Wegener. Cutting and ploughing forces for small clearance angles of hexa-octahedron shaped diamond grains. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63(1):325–328, 2014.
- [TM92] A. A. Torrance und J. L. Metzger. Schleifen von Hartmetall. Trocken oder naß? *Technische Rundschau, Bern*, 84(11):52–57, 1992.
- [TPIP92] H.-K. Tönshoff, J. Peters, I. Inasaki und T. Paul. Modelling and simulation of grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41(2):677–688, 1992.
- [UBK14] E. G. Uhlmann, T. Borsoi Klein und S. Koprowski. Tilt angle effects in surface grinding with mounted points. *Production Engineering. Research and Development*, 8(4):431–442, 2014.
- [UF07] R. P. Upadhyaya und J. H. Fiecoat. Factors affecting grinding performance with electroplated CBN wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1):339–342, 2007.
- [VDI14] VDI/VDE 2616 Blatt 2: Härteprüfung an Kunststoffen und Elastomeren, 2014.
- [Ver13] Verein Deutscher Werkzeugmaschinenfabriken. Die deutsche Werkzeugmaschinenindustrie im Jahr 2013, 2013.

- [VKD⁺96] J. Vetter, R. Knaup, H. Dweletzki, E. Schneider und S. Vogler. Hard coatings for lubrication reduction in metal forming. *Surface and Coatings Technology*, 86-87:739–747, 1996.
- [Wag13] T. Wagner. *Planning and multi-objective optimization of manufacturing processes by means of empirical surrogate models*. Dissertation, TU Dortmund, 2013.
- [WCML95] J. A. Webster, C. Cui, R. B. Mindek und R. Lindsay. Grinding fluid application system design. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44(1):333–338, 1995.
- [Wer71] G. Werner. *Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses*. Dissertation, RWTH Aachen, 1971.
- [WHK⁺11] K. Wegener, H.-W. Hoffmeister, B. Karpuschewski, F. Kuster, W.-C. Hahmann und M. Rabiey. Conditioning and monitoring of grinding wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(2):757–777, 2011.
- [Wie11] J. Wied. *Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen*. Dissertation, TU Darmstadt, 2011.
- [WKGS13] S. Wu, K. Kazeroonian, Z. Gan und Y. Sun. A simulation platform for optimal selection of robotic belt grinding system parameters. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64(1-4):447–458, 2013.
- [WKWW14] C. Walter, T. Komischke, E. Weingärtner und K. Wegener. Structuring of CBN grinding tools by ultrashort pulse laser ablation. *Procedia CIRP*, 14:31–36, 2014.
- [WRK⁺12] E. Weingärtner, R. Roth, F. Kuster, M. Boccadoro und F. Fiebelkorn. Electrical discharge dressing and its influence on metal bonded diamond wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(1):183–186, 2012.
- [WTH15] M. Winter, S. Thiede und C. Herrmann. Influence of the cutting fluid on process energy demand and surface roughness in grinding: A technological, environmental and economic examination. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77(9-12):2005–2017, 2015.
- [WWP⁺06] B. Wielage, A. Wank, H. Pokhmurska, T. Grund, C. Rupprecht, G. Reisel und E. Friesen. Development and trends in HVOF spraying technology. *Surface and Coatings Technology*, 201(5):2032–2037, 2006.
- [WZ98] G. Warnecke und U. R. Zitt. Kinematic simulation for analyzing and predicting high-performance grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47(1):265–270, 1998.

- [YOJL14] J. Yang, M. Odén, M. P. Johansson-Jöesaar und L. Llanes. Grinding effects on surface integrity and mechanical strength of WC-Co cemented carbides. *Procedia CIRP*, 13:257–263, 2014.
- [YY92] M. Yokogawa und K. Yokogawa. Schleifen mit monokristallinen oder mikrokristallinen CBN-Schleifscheiben. *Werkstatt und Betrieb*, 125(11):869–872, 1992.
- [Zha06] X. Zhang. *Contribution to fully automated manufacturing of free-form surfaces by belt grinding*. Dissertation, Universität Dortmund, 2006.
- [Zho01] Z. Zhong. Machining of thermally sprayed WC-Co coatings. *Materials and Manufacturing Processes*, 16(1):103–112, 2001.
- [Zit99] U. R. Zitt. *Modellierung und Simulation von Hochleistungsschleifprozessen*. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1999.
- [ZL92] Z. X. Zhou und C. A. van Luttervelt. The real contact length between grinding wheel and workpiece: A new concept and a new measuring method. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41(1):387–391, 1992.
- [ZLBB02] B. Zhang, X. Liu, C. A. Brown und T. S. Bergstrom. Microgrinding of nanostructured material coatings. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(1):251–254, 2002.
- [ZTAA15] A. Zahedi, T. Tawakoli, B. Azarhoushang und J. Akbari. Picosecond laser treatment of metal-bonded CBN and diamond superabrasive surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76(5-8):1479–1491, 2015.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Sascha Rausch
Geburtsdatum: 28. Dezember 1981
Geburtsort: Werne

Schulbildung

08/1988 – 06/1992 Leoschule, Städtische Katholische Grundschule, Lünen
09/1992 – 06/2001 Freiherr-vom-Stein Gymnasium, Lünen
Abschluss: Allgemeine Hochschulreife

Studium

10/2002 – 03/2010 Studium des Maschinenbaus an der TU Dortmund
Vertiefungsrichtung: Produktionstechnik
Abschluss: Diplom

Beruf

09/2001 – 06/2002 Zivildienst im St.-Marien-Hospital, Lünen
09/2005 – 03/2008 Studentische Hilfskraft am Institut für Spanende Fertigung
(Abteilung: Schleiftechnologie) an der TU Dortmund
05/2008 – 11/2008 Betriebs- und ingenieurtechnisches Praktikum
(Abteilung: Screw Fastening Technology) bei der
HILTI AG, Schaan, Liechtenstein
12/2008 – 03/2010 Studentische Hilfskraft am Institut für Spanende Fertigung
(Abteilung: Schleiftechnologie) an der TU Dortmund
seit 04/2010 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung
(Abteilung: Simulation und Optimierung) an der TU Dortmund

Erschienene Bände in der Schriftreihe des ISF

- Band H2 Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1 Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierungsverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8760-9
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahls X5CrNi18-10*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2
- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5
- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8

- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1
- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duomere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von β -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2

- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study On Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schälschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5

- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4
- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von NiTi*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2

- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle - Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendschneidplatten*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-SimultanfräSENS von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige FräSEN von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen FräSBearbeitung*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen - Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim HochgeschwindigkeitsfräSEN*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2

- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4
- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräswerkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-Verbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik - Prozessgestaltung beim Drehen und Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3
- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9
- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendeschneidplatten-Bohrern bei reduziertem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2

- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschnelden-Reibahlen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0
- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4
- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrns*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, Ch.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierungsdaten für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5